

DEFINICIÓN DE PARÁMETROS GLOBALES DE DISEÑO SÍSMICO DE MARCOS DÚCTILES DE ACERO CON DISIPADORES DE ENERGÍA HISTERÉTICOS¹

Arturo Tena Colunga² y Héctor Hernández Ramírez³

Resumen: Se presentan los resultados más importantes obtenidos de un extenso estudio paramétrico realizado a marcos dúctiles de acero con disipadores de energía histeréticos montados en contravientos concéntricos tipo chevrón (V invertida) con base en análisis estáticos no lineales ante carga monótona creciente (pushover) y análisis dinámicos no lineales. Las variables utilizadas fueron: altura del marco, ángulo de inclinación de los contravientos con respecto al eje horizontal (θ), contraste de rigidez entre el marco y el sistema contraviento-disipador (α), relaciones de rigidez elástica entre el contraviento y el disipador (β), y la pendiente posterior a la fluencia de los disipadores de energía (K_2). El objetivo de este trabajo es proponer parámetros globales de diseño sísmico (Q , R , Δ_y y Δ_u) para estructuras dúctiles de acero con disipadores de energía histeréticos que puedan insertarse transparentemente en las normas de diseño sísmico vigentes de México.

Palabras clave: balances de rigideces, disipadores de energía por histéresis, distorsiones de diseño, ductilidad, fusibles estructurales, marcos dúctiles de acero estructural, parámetros globales de diseño sísmico, sobrerresistencia.

ASSESSMENT OF GLOBAL SEISMIC DESIGN PARAMETERS FOR SPECIAL MOMENT-RESISTING STEEL FRAMES WITH HYSTERETIC ENERGY DISSIPATION DEVICES

Abstract: In this paper the authors summarize the most important results of a parametric study devoted to evaluate, using static nonlinear analyses (pushover) and nonlinear dynamic analyses, the seismic behavior of low to medium rise regular special moment-resisting steel frames (SMRSFs) with hysteretic energy dissipation devices mounted on chevron steel bracing. The parameters under study were different: a) building heights, b) the angle of inclination of chevron braces with respect to the horizontal axis (θ), c) elastic stiffness ratios (α) between the moment frame system and the whole structure, d) elastic stiffness balances (β) between the hysteretic device and the supporting braces and, e) post yielding stiffness (K_2) for the hysteretic devices. The main objective of this paper is to propose global seismic design parameters (Q , R , Δ_y and Δ_u) for ductile steel structures with hysteretic energy dissipation devices which could be easily inserted in current seismic codes of Mexico.

Keywords: design drifts, ductile steel moment frames, ductility, global seismic design parameters, hysteretic energy dissipation devices, overstrength, stiffness ratios, structural fuses.

INTRODUCCIÓN

El control de la respuesta sísmica en México ha tenido su desarrollo a partir de los daños causados por el sismo del 19 de septiembre de 1985 en la ciudad de México. A raíz de este trágico evento, se tuvo que adecuar el Reglamento de Construcción y sus Normas Técnicas Complementarias para Diseño por Sismo. La principal modificación fue la reducción del factor de comportamiento sísmico Q , se consideró como valor máximo $Q = 4$, incrementó los requisitos

¹ Artículo recibido el XX de XX de 2016 y aceptado para publicación el 23 de enero de 2017.

² Universidad Autónoma Metropolitana, Departamento de Materiales, Av. San Pablo 180, Col. Reynosa Tamaulipas, 02200, México, D.F. Email: atc@correo.azc.uam.mx

³ Estudiante, Posgrado en Ingeniería Estructural, Universidad Autónoma Metropolitana, Av. San Pablo 180, Col. Reynosa Tamaulipas, 02200 México, D.F. Email: hhruam@hotmail.com

que deben satisfacerse para usar este valor, para evitar la ocurrencia de daños graves o colapsos en un futuro (Del Valle, 1988).

El intento por controlar los daños provocados por sismos ha llevado al desarrollo de elementos estructurales innovadores que modifican las propiedades dinámicas y generalmente incrementan la disipación de energía, ya sea por histéresis o por amortiguamiento adicional. En las últimas tres décadas ha crecido considerablemente el número de dispositivos fabricados en el mundo con la ayuda de instituciones educativas y de investigación, dedicándose cada vez mayor esfuerzo al estudio analítico experimental de estructuras con estos sistemas de control (Tena-Colunga, 2007).

Actualmente existen algunas publicaciones relacionadas con el diseño de estructuras con disipadores de energía hysteréticos, ya sea validando métodos de diseño equivalentes a base del concepto del amortiguamiento viscoso equivalente adicional (por ejemplo: Wu y Hanson, 1987; Scholl, 1993; Foti et al., 1998; Ramírez et al., 2001; Benedetti et al., 2014) o mediante procedimientos de diseño por desplazamiento (por ejemplo: Ramírez et al. 2001; Chen et al., 2007; Symans et al., 2008). Sin embargo, sólo existen muy pocos estudios disponibles donde se definen parámetros globales de diseño sísmico (Vargas y Bruneau, 2009; Tena y Nangullasmú, 2013) para su inserción rápida y transparente en reglamentos de diseño sísmico internacionales como el ASCE-7 (2010), el Reglamento para las Construcciones de la Ciudad de México (RCDF) o el Manual de Obras Civiles (MOC) de la Comisión Federal de Electricidad (CFE) para el uso de estas nuevas tecnologías.

El objetivo de este trabajo es proponer una metodología de diseño y parámetros globales de diseño sísmico para estructuras de acero a base de marcos dúctiles, que dispongan de disipadores de energía hysteréticos montados en contravientos tipo chevrón, y que puedan insertarse transparentemente en las futuras versiones tanto del RCDF (NTCS-04, 2004), como del MOC de CFE (MOC-2015, 2015). Sin embargo, cabe señalar que el estudio que se reporta en este artículo está íntimamente ligado al presentado por Tena y Nangullasmú (2013), pues es un estudio paralelo para un sistema estructural y material distinto: marcos dúctiles de acero estructural. Por lo tanto, aunque la estrategia de diseño conforme a reglamento coincide en lo general con lo presentado en Tena y Nangullasmú (2013), los balances de rigidez y valores puntuales de los parámetros globales de diseño difieren, como se discute secciones más adelante.

GENERALIDADES DEL ESTUDIO

Actualmente en la Ciudad de México quizás la segunda opción estructural para edificios entre 5 y 25 niveles sean los marcos de acero estructural (con y sin contravientos), aunque últimamente están ganando popularidad los marcos de sección compuesta con secciones SRC (columnas de acero ahogadas en concreto reforzado), que ya cuentan con muchas aplicaciones en la ciudad.

Por lo tanto, se estudiaron marcos dúctiles de acero estructural con un sistema de contraventeo de acero tipo chevrón que sirve de soporte a los disipadores hysteréticos (Figura 1). Se formularon las siguientes hipótesis:

- los marcos planos son competentes para resistir las cargas verticales y la proporción que les corresponda de las fuerzas sísmicas de diseño, pero respondiendo en el intervalo de comportamiento elástico,
- el sistema de contraventeo, que sirve de soporte a los disipadores de energía, se comporta elásticamente y,
- los disipadores hysteréticos son los únicos que idealmente deberán trabajar inelásticamente ante la acción de un sismo intenso.

Modelos estructurales

Se consideró que los marcos de acero forman parte de edificios de oficinas localizados en la Ciudad de México. Se dispone de una planta rectangular de 24 m de ancho por 32 m de largo para todos los niveles, con separación entre columnas a cada 8 m en ambas direcciones. El sistema de piso está conformado por losacero (entepiso metálico), más un firme de 5 cm de espesor, de concreto con $f'_c = 200 \text{ kg/cm}^2$ y reforzado con malla electrosoldada. La losacero se apoya en vigas secundarias tipo IR, separadas a cada 2 m y con una distribución tipo tablero de ajedrez para balancear la rigidez y la resistencia del sistema de piso en las dos direcciones ortogonales, como se muestra la Figura 2. Se consideraron cinco alturas diferentes en los edificios, que van de 5 a 25 niveles, con incrementos intermedios de 5 niveles.

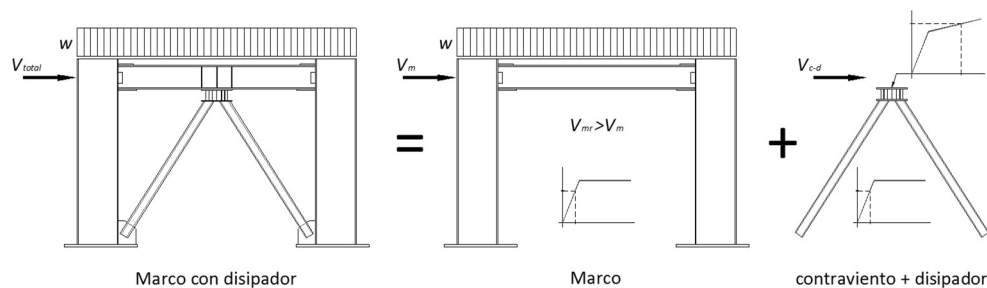


Figura 1: Sistema de marcos de acero con contraviento y dissipador de energía.

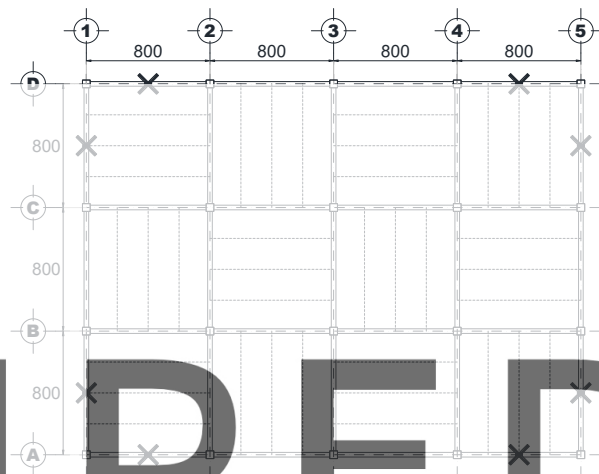


Figura 2: Planta tipo y detalle de las crujeas contraventeadas (dimensiones en centímetros).

La sección transversal de las columnas de los marcos es tipo cajón cuadrada (acero A572-G50), por tener la misma capacidad de flexión y corte en ambas direcciones, con una resistencia a la flexión y corte de tipo 1 (compactas), de acuerdo con las NTCEM-04 (2004). Las vigas principales son sección tipo IR (acero A572-G50), por tener una buena capacidad a flexión y cortante, además de ser ligeras. En los casos donde los perfiles comerciales de las vigas no tuvieron la capacidad suficiente se utilizaron, en su lugar, trabes armadas para cumplir con las solicitaciones de diseño, al igual que las columnas también deben ser tipo 1. Los contravientos son de sección cajón (acero A36). Para el análisis de los modelos se definen dos ángulos de inclinación en los contravientos, $\theta = 40^\circ$ y 45° , los cuales tienen altura de entrepiso de 3.36 m y 4 m respectivamente, como se ilustra en las elevaciones de la Figura 3.

Se propuso que los cambios en las secciones de los elementos de los marcos no coincidieran con los del sistema de contraviento-dissipadores intentando, de esta manera práctica, no favorecer la formación de pisos débiles, debido a los contrastes de rigideces y resistencias (Tena y Nangullasmú, 2013). En la Tabla 1 se resumen los intervalos de niveles donde se realiza el cambio de sección para los modelos estudiados. En la Figura 4 se muestran esquemáticamente la distribución de los cambios de sección transversal en los marcos para 5 y hasta 25 niveles, conforme se indica en la Tabla 1.

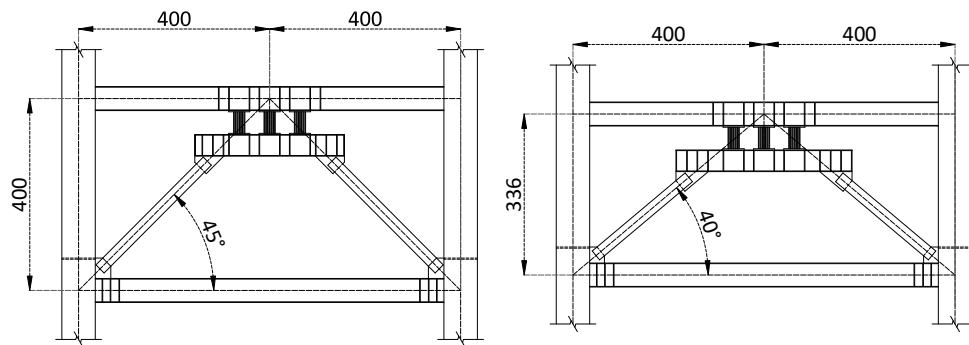


Figura 3: Configuración de crujeas contraventeadas (dimensiones en centímetros).

Tabla 1: Intervalos de niveles para los cambios de sección en los modelos estudiados de acero estructural.

Número de pisos de los modelos	Secciones tipo en el intervalo de niveles identificado		Número de pisos de los modelos	Secciones tipo en el intervalo de niveles identificado	
	Columnas y vigas	Contravientos y disipadores		Columnas y vigas	Contravientos y disipadores
5	1-3	1-2	20	1-5	1-4
	4-5	3-5		6-9	5-8
10	1-4	1-3		10-13	9-12
	5-7	4-6		14-17	13-16
	8-10	7-10		18-20	17-20
15	1-4	1-3	25	1-6	1-5
	5-8	4-7		7-11	6-10
	9-12	8-11		12-16	11-15
	13-15	12-15		17-21	16-20
				22-25	20-25

Register for free at <https://www.scipedia.com> to download the version without the watermark

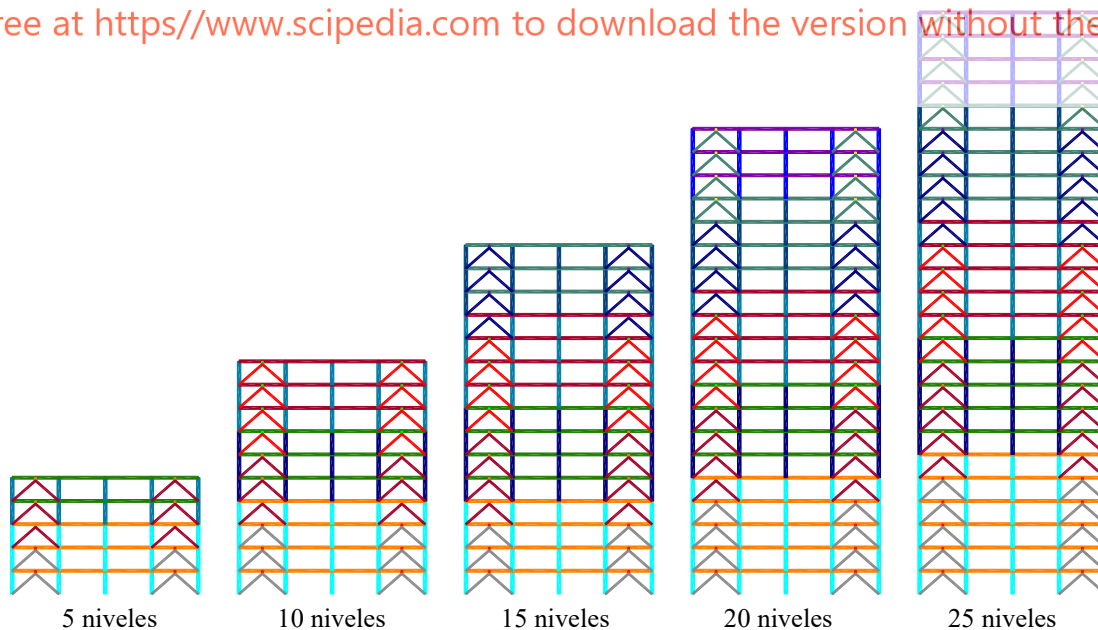


Figura 4: Representación de los cambios de sección para los marcos de acero estructural estudiados. Los colores ilustran esquemáticamente los cambios de sección, pero no tienen relación entre un modelo y otro (es decir, no indican que se trate de la misma sección transversal).

Parámetros estructurales

Además de los parámetros geométricos mencionados en la sección anterior, se estudiaron parámetros estructurales con la finalidad de definir sus valores “óptimos” que permitan, en la medida de lo posible y práctico, que los marcos de acero estructural permanezcan elásticos y el disipador de energía sea el que concentre la deformación inelástica.

Una de estas variables es la proporción de la rigidez lateral que aportan los marcos (K_{marco}) con respecto a la rigidez lateral total del sistema marco-contraviento disipador (K_{total}):

$$\alpha = \frac{K_{marco}}{K_{total}} \quad (1)$$

Se estudiaron tres escenarios diferentes:

- I. Cuando los marcos son lateralmente menos rígidos que el sistema contraviento-disipador ($\alpha = 25\%$) y, por tanto, la mayor parte de la demanda sísmica la resiste el sistema contraviento-disipador.
- II. Cuando los marcos son tan rígidos como el sistema contraviento-disipador ($\alpha = 50\%$).
- III. Cuando los marcos son lateralmente más rígidos que el sistema contraviento-disipador ($\alpha = 75\%$), por lo cual los marcos deben ser capaces de resistir la mayor parte de la demanda sísmica y además permanecer elásticos.

Otra variable en estudio es la proporción de la rigidez lateral elástica del disipador de energía (K_{DDE}) con respecto a la rigidez lateral de los contravientos de soporte (K_{diag}):

$$\beta = \frac{K_{DDE}}{K_{diag}} \quad (2)$$

Se consideraron los siguientes balances: $\beta = 0.75$, $\beta = 0.50$ y $\beta = 0.25$, donde $\beta < 1$ indica que el disipador es más flexible que el contraviento de soporte, lo cual en teoría es lo más deseable. Al igual que en Tena y Nangullasmú (2013), se consideró la variación en la pendiente posterior a la fluencia que desarrollan los disipadores de energía histéricos, normalizada con respecto a la pendiente elástica inicial, denotado por la variable K_2 (Figura 5). Por lo tanto, se utilizaron también valores de pendientes posteriores a la fluencia $K_2 = 0$, $K_2 = 0.03K_{DDE}$ y $K_2 = 0.05K_{DDE}$, puesto que cubre de manera práctica el intervalo de valores reportados en investigaciones experimentales (por ejemplo: Whittaker et al., 1989; Aguirre y Sánchez, 1992; Tsai et al., 1993).

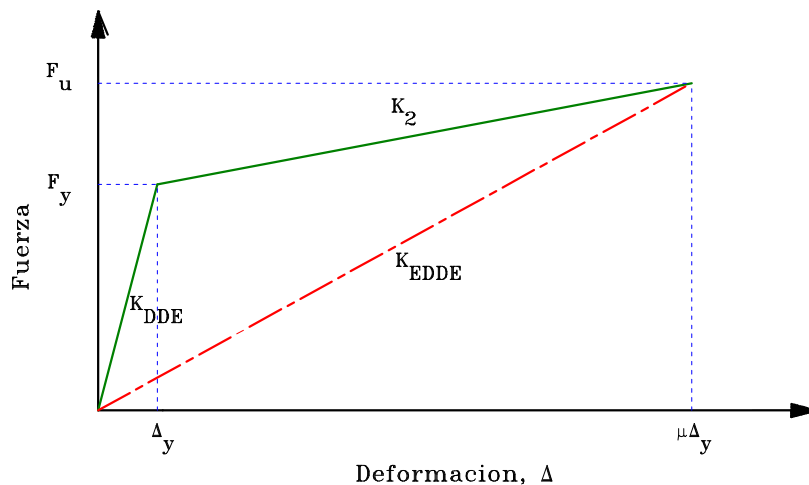


Figura 5: Curva típica fuerza-deformación de un disipador histérico con comportamiento bilineal.

En la

Figura 6 se presenta, en forma de cuadro sinóptico, un diagrama de árbol esquemático donde se identifican todas las variables consideradas para los modelos de marcos dúctiles de acero estructural estudiados por Hernández (2015), de donde se observa que para cada altura se tienen 27 modelos (o combinaciones de α , β y K_2), por lo que para cada ángulo de inclinación del contraviento con respecto al plano horizontal, θ , se tienen 145 modelos distintos. Por lo tanto el total de modelos estudiados fue de 270 para los marcos dúctiles de acero estructural.

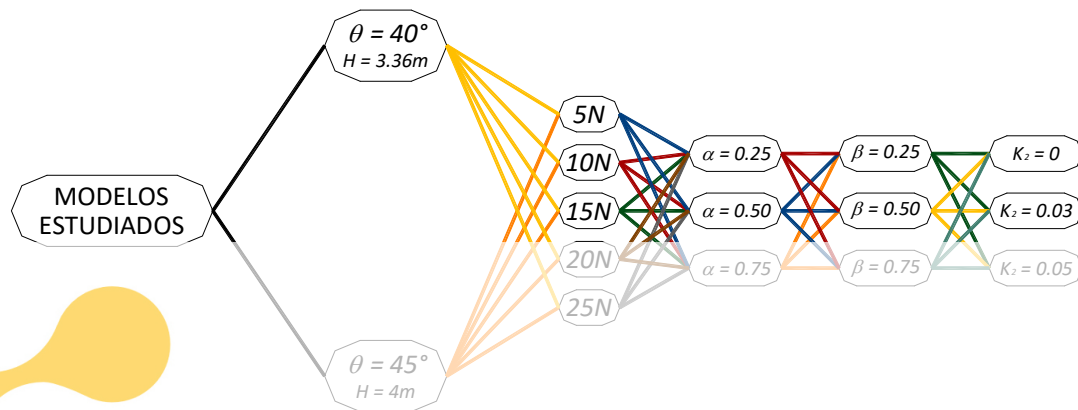


Figura 6: Diagrama de árbol esquemático de los modelos estudiados por Hernández (2015).

PROCEDIMIENTO DE DISEÑO POR RIGIDEZ

Todos los modelos en estudio se diseñaron mediante un procedimiento basado en las rigideces iniciales de los marcos con disipadores. Con la finalidad de simplificar el número de variables, en lugar de obtener la fuerza cortante de diseño de forma tradicional, mediante un espectro de diseño sísmico reducido para tomar en cuenta la ductilidad, la sobrerresistencia, la redundancia y demás variables importantes en un diseño conforme a reglamento, se definió para todos los modelos un cortante sísmico de diseño del 10% del peso total de la estructura ($V/W = 0.10$), que corresponde al cortante de diseño de la norma de diseño sísmico de México (CNSA, 2017). Asimismo, la ductilidad local objetivo de los disipadores histeréticos se supuso $\mu = 10$.

El procedimiento de diseño propuesto, incluyendo cómo deben tomarse las cargas verticales, se explica con detalle en trabajos previos (Nangullasmú, 2011; Tena y Nangullasmú, 2013; Hernández, 2015; Tena-Colunga y Nangullasmú-Hernández, 2015) y se ilustra de manera esquemática en la Figura 7, donde se aprecia que, como todo diseño, involucra un proceso iterativo. Sin embargo, es importante recalcar que la secuencia de diseño involucra conceptos de diseño por capacidad, donde se realiza el diseño secuencialmente del elemento más débil (donde se disipará la energía) al más fuerte (el que deberá permanecer elástico). Por ello, y dado que se pretende diseñar con la filosofía de que los disipadores de energía sean los fusibles estructurales ante cargas por sismo, en la Figura 7 se establece en el paso 17, correspondiente al diseño final de los elementos estructurales, que los primeros elementos a diseñarse y vigilar que se cumplan los criterios de diseño son los disipadores de energía (17.a), que son los fusibles estructurales ante sismo y, por ello, los elementos que podrán ser reemplazados después de un sismo intenso de manera fácil y expedita. Después se diseñan los contravientos (17.b), que por ser los elementos de soporte de los disipadores de energía, deberán permanecer elásticos, pues no sería aceptable que estos también respondieran inelásticamente y tuvieran que ser reemplazados después de un sismo intenso, complicando sobremanera el proceso de rehabilitación de la estructura a sus condiciones de operación. Posteriormente viene el diseño del marco, y por ello se diseñan secuencialmente primero las vigas (17.c) y después las columnas (17.d), pues se debe cumplir el criterio de diseño de viga débil – columna fuerte, es decir, si el marco se viera obligado también a responder inelásticamente, la inelasticidad debiera presentarse exclusivamente en vigas. Finalmente, se diseñan las conexiones (17.e), que deben permanecer elásticas en todo momento. Con ello se concluirían los criterios de resistencia.

19. Se revisa que la estructura cumpla con los estados límites de deformación lateral (distorsiones últimas de diseño), conforme lo establezca una normatividad o un objetivo de diseño. En esta investigación paramétrica no se establecieron valores límites en este sentido. En un diseño conforme a un reglamento se debe satisfacer este requisito y, en caso de no hacerlo, significaría que la estructura sería más flexible que lo que permite el reglamento. Lo más recomendable en este caso sería proponer una mayor rigidez lateral del sistema contraviento-disipador, es decir, un valor de α más pequeño. Para ello, existen varias opciones posibles: a) reducir el valor de la ductilidad local objetivo μ del disipador, b) aumentar la rigidez elástica del disipador (aumentar el valor de β) o, c) proponer una mayor sección transversal de los contravientos (aumentar K_{diag}) y se regresaría al inciso 10. En caso de satisfacerlo, el diseño está terminado.

GENERALIDADES DE LOS MODELOS DE ANÁLISIS NO LINEALES

Se llevaron a cabo tanto análisis estáticos no lineales ante cargas monótonas crecientes (“pushover”), como análisis dinámicos paso a paso no lineales para los diseños de los 270 marcos descritos (

Figura 6). Se empleó el programa DRAIN-2DX para este propósito (Prakash et al., 1992).

Generalidades del modelado

En todos los casos se realizó primero un análisis por cargas verticales que incluye todas las cargas muertas más cargas vigas con intensidad instantánea. Además, se incluyeron los efectos P- Δ en columnas y contravientos, para tomar en cuenta las deflexiones horizontales y las fuerzas internas generadas por los momentos asociados a tal efecto.

Las vigas y columnas (de acero A572-G50, $F_y = 2,530 \text{ kg/cm}^2$ y $E_s = 2.039 \times 10^6 \text{ kg/cm}^2$), se modelaron como elementos viga-columna con la posibilidad de desarrollar articulaciones plásticas en sus extremos. Para las columnas y vigas de acero estructural, se calcularon sus capacidades nominales plásticas a flexión, flexocompresión y flexotensión conforme se establece en la literatura (por ejemplo, De Buen, 1980).

Los contravientos (de acero A-36, $F_y = 3,520 \text{ kg/cm}^2$ y $E_s = 2.039 \times 10^6 \text{ kg/cm}^2$) se modelaron como elementos axiales y se consideró un comportamiento elastoplástico perfecto a tensión y un pandeo elástico a compresión, determinando la capacidad a compresión de los contravientos considerando que sus condiciones de apoyo correspondían a un tipo y, $V_{u_{DDE}}$ en términos de la capacidad de flexión ($M_{u_{DDE}}$) a partir de la ecuación de su capacidad nominal conforme a las normas NTCEM-04 (2004).

Los disipadores de energía (de acero A-36, $F_y = 3,520 \text{ kg/cm}^2$ y $E_s = 2.039 \times 10^6 \text{ kg/cm}^2$) se modelaron como elementos viga-columna con la posibilidad de desarrollar articulaciones plásticas en sus extremos y conectados en la parte inferior a los contravientos y en la parte superior a las vigas. Se consideró que el nodo inferior del disipador está restringido al giro, lo cual se hizo a base de los resultados de estudios previos (Tena-Colunga, 1997; Tena, 2000), donde este modelado permitió obtener correlaciones muy razonables con los resultados reportados para el modelo de edificio ADAS-3 ensayado en la mesa vibradora de la Universidad de California en Berkeley (Whittaker et al., 1989).

En el estudio paramétrico se definió una altura típica para los disipadores de $h = 50 \text{ cm}$, y a partir de este dato y de conocer la rigidez elástica para cada disipador, se pudieron calcular sus parámetros de rigidez, por ejemplo, para calcular el momento de inercia equivalente I_{eq} :

$$I_{eq} = \frac{K_{DDE} h^3}{12 E} \quad (3)$$

La capacidad nominal de los disipadores se definió a partir de transformar su cortante último en momentos nominales equivalentes a partir de las ecuaciones de equilibrio:

$$M_{DDE} = \frac{V_{u_{DDE}} h}{2} \quad (4)$$

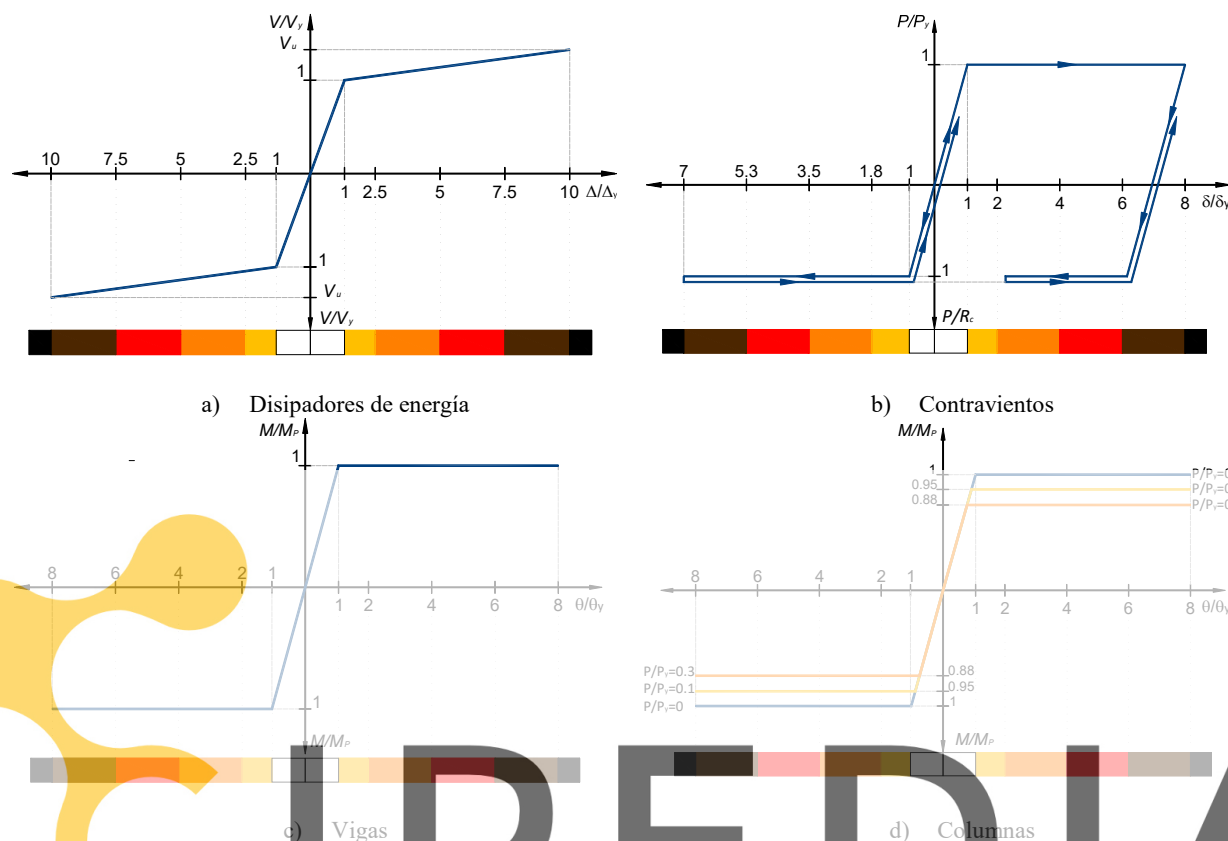


Figura 8: Escala de colores cálidos para identificar demandas inelásticas.

RESULTADOS DE LOS ANÁLISIS ESTÁTICOS NO LINEALES

Register for free at <https://www.wscipedia.com> to download the version without the watermark

Mapeos de fluencias y demandas de ductilidad

En la Figura 9 a Figura 11 se presentan los mapeos de fluencias inelásticas para todos los modelos de 5, 15 y 25 niveles respectivamente, cuando la pendiente posterior a la fluencia es $K_2 = 0.03K_{ELD}$ y el ángulo de inclinación de los contravientos es $\theta = 45^\circ$. En la Figura 9 se aprecia que el principio del diseño del fusible estructural al 100% es posible para todos los modelos de cinco niveles y para todas las combinaciones de los parámetros α y β , pues los marcos permanecen totalmente elásticos. Se obtienen idénticos resultados para los modelos de cinco niveles cuando $\theta = 40^\circ$ (no mostrado, Hernández 2015), para los modelos de 10 niveles cuando $\theta = 40^\circ$ (no mostrado, Hernández 2015) y mayoritariamente para los modelos de 10 niveles cuando $\theta = 45^\circ$, a excepción de las combinaciones: a) $\alpha = 0.50$ y $\beta = 0.25$ y, b) $\alpha = 0.75$ y $\beta = 0.25$, donde se presenta fluencia incipiente (código amarillo) en unas cuantas vigas entre los niveles 3 y 5 (no mostrado, Hernández 2015).

En la Figura 10 se aprecia que para los modelos de 15 niveles cuando el ángulo de inclinación de los contravientos es $\theta = 45^\circ$, el principio del diseño del fusible estructural al 100% es posible sólo para: a) $\alpha = 0.25$ para todas las combinaciones de β , b) $\alpha = 0.50$ solamente cuando $\beta \geq 0.50$ y, c) $\alpha = 0.75$ solamente cuando $\beta = 0.75$. Para otras combinaciones se presentan fluencias incipientes en vigas de niveles intermedios, particularmente cuando $\beta = 0.25$. De la Figura 10 se aprecia que a medida que se reduce β , se tienden a presentar más fluencias en las vigas del marco. Cabe destacar que cuando el ángulo de inclinación de los contravientos es $\theta = 40^\circ$, el principio del diseño del fusible estructural al 100% es posible para los modelos de 15 niveles (Figura 11).

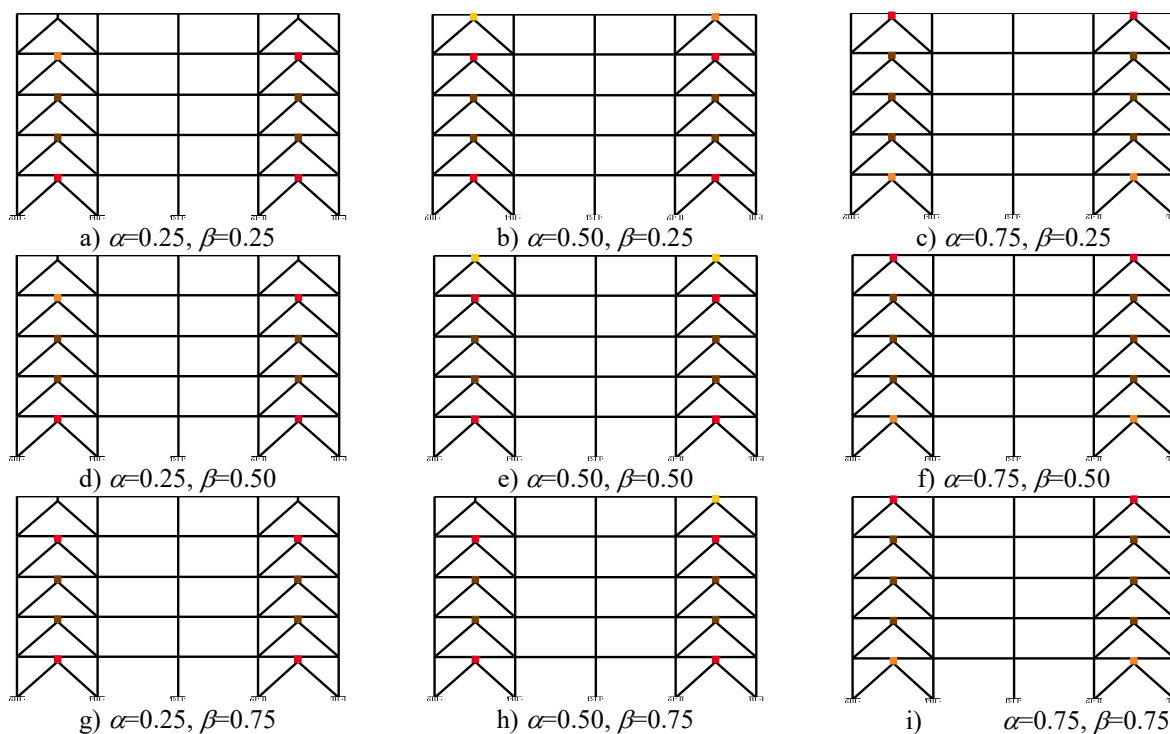


Figura 9: Mapeos de fluencia a la ductilidad objetivo de los disipadores μ para modelos de cinco niveles cuando $\theta = 45^\circ$ y $K_2 = 0.03K_{ELD}$.

En la Figura 12 se aprecia que para los modelos de 25 niveles cuando el ángulo de inclinación de los contravientos es $\theta = 45^\circ$, el principio del diseño del fusible estructural al 100% es posible solo cuando $\alpha = 0.25$ y $\beta \geq 0.5$. Para el resto de las combinaciones se presentan fluencias incipientes en vigas de niveles intermedios, particularmente cuando $\beta = 0.25$. De la Figura 12 se confirma que a medida que se reduce β , se tienden a presentar más fluencias en las vigas del marco. De esta misma figura se aprecia que a medida que aumenta la altura, las fluencias en vigas también tienden a aparecer a medida que α aumenta. Cabe destacar que cuando el ángulo de inclinación de los contravientos es $\theta = 40^\circ$, el principio del diseño del fusible estructural al 100% es posible en casi todos los modelos de 25 niveles, excepto cuando $\alpha = 0.75$ y $\beta = 0.25$, donde se presenta fluencia incipiente en vigas entre los niveles 9 y 14 (Figura 13).

Con la finalidad de ilustrar el impacto de la rigidez posterior a la fluencia K_2 en la respuesta de estructuras con disipadores de energía por histéresis, en la Figura 14 se muestran las demandas de ductilidad desarrolladas por los dispositivos disipadores de energía para los modelos de 15 niveles cuando $\theta = 45^\circ$, para todas las rigideces posteriores a la fluencia en estudio. Cabe señalar que se obtuvieron curvas muy similares para todos los modelos, independientemente de su altura (5, 10, 15, 20 o 25 niveles) y del ángulo de inclinación de los contravientos ($\theta = 40^\circ$). Se aprecia que, en general, a medida que la pendiente K_2 aumenta, la ductilidad desarrollada por el disipador también tiende a aumentar para todas las combinaciones consideradas de α y β . De hecho, se aprecia que cuando se considera que los disipadores tienen un comportamiento elastoplástico perfecto ($K_2 = 0$), los disipadores desarrollan las menores ductilidades en los entrepisos intermedios y superiores. A medida que se reduce el parámetro β , las diferencias en las demandas de ductilidad desarrolladas por los disipadores de energía con comportamiento elastoplástico perfecto ($K_2 = 0$) se reducen con respecto a las de comportamiento bilineal con pendiente posterior a la fluencia ($K_2 \neq 0$). En cambio, a medida que aumenta α , la diferencia entre comportamiento elastoplástico perfecto ($K_2 = 0$) y bilineales con endurecimiento ($K_2 \neq 0$) se reduce. Cabe señalar, sin embargo, que se observan comportamientos muy similares para pendientes posteriores a la fluencia del 3% ($K_2 = 0.03K_{ELD}$) y 5% ($K_2 = 0.05K_{ELD}$), independientemente de los valores de α y β .

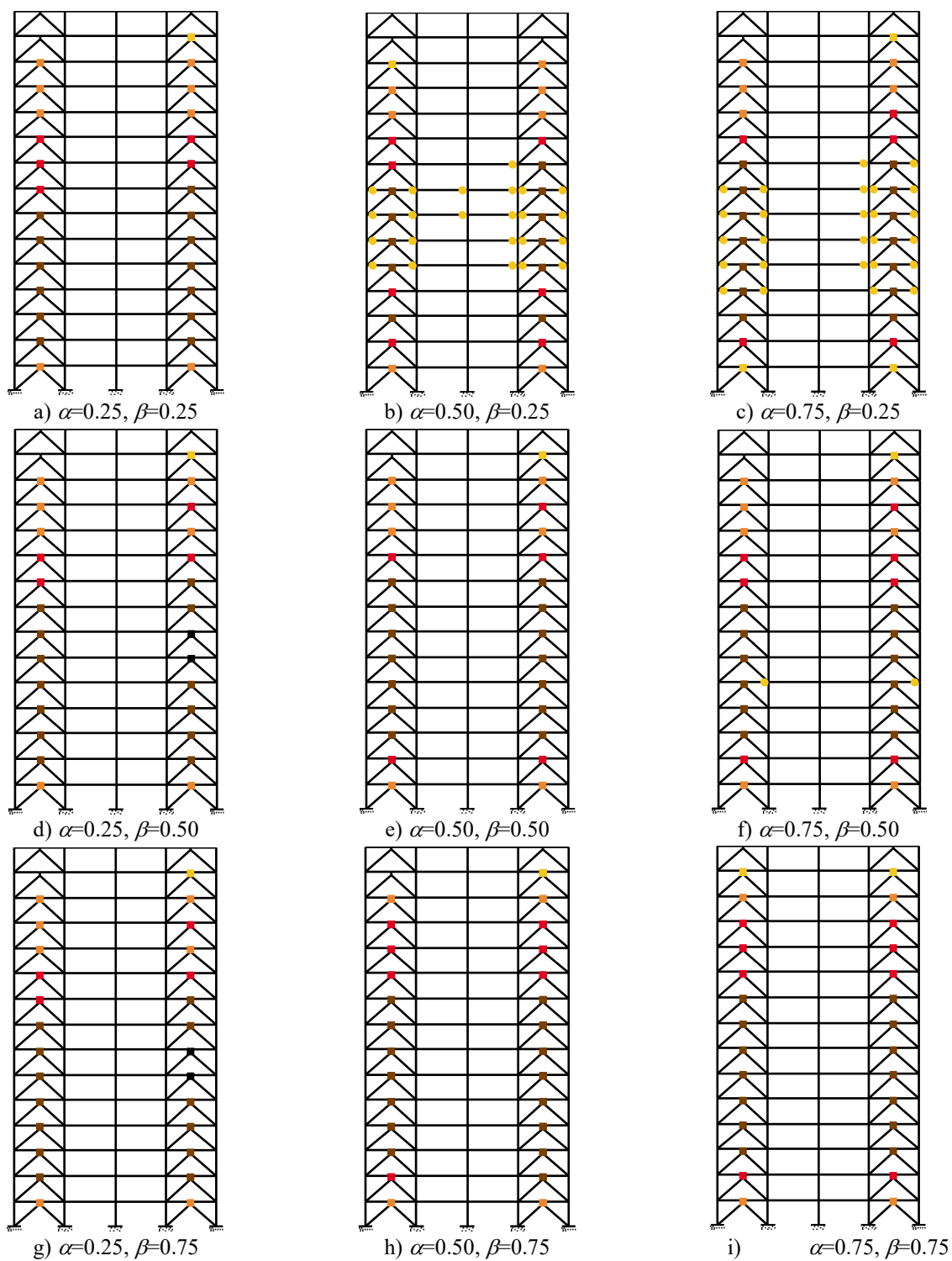


Figura 10: Mapeos de fluencia a la ductilidad objetivo de los disipadores μ para modelos de 15 niveles cuando $\theta = 45^\circ$ y $K_2 = 0.03K_{ELD}$.

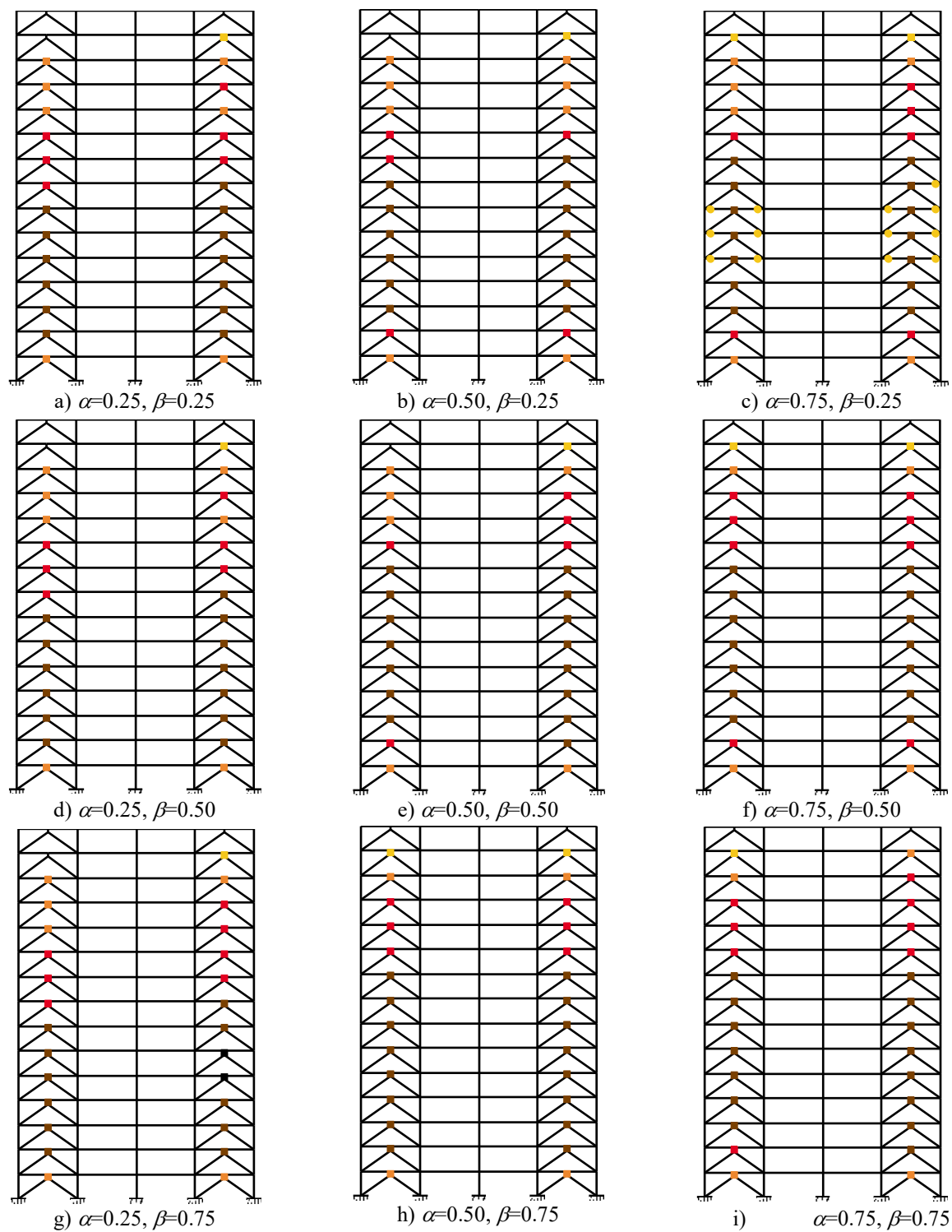


Figura 11: Mapeos de fluencia a la ductilidad objetivo de los disipadores μ para modelos de 15 niveles cuando $\theta = 40^\circ$ y $K_2 = 0.03K_{ELD}$.

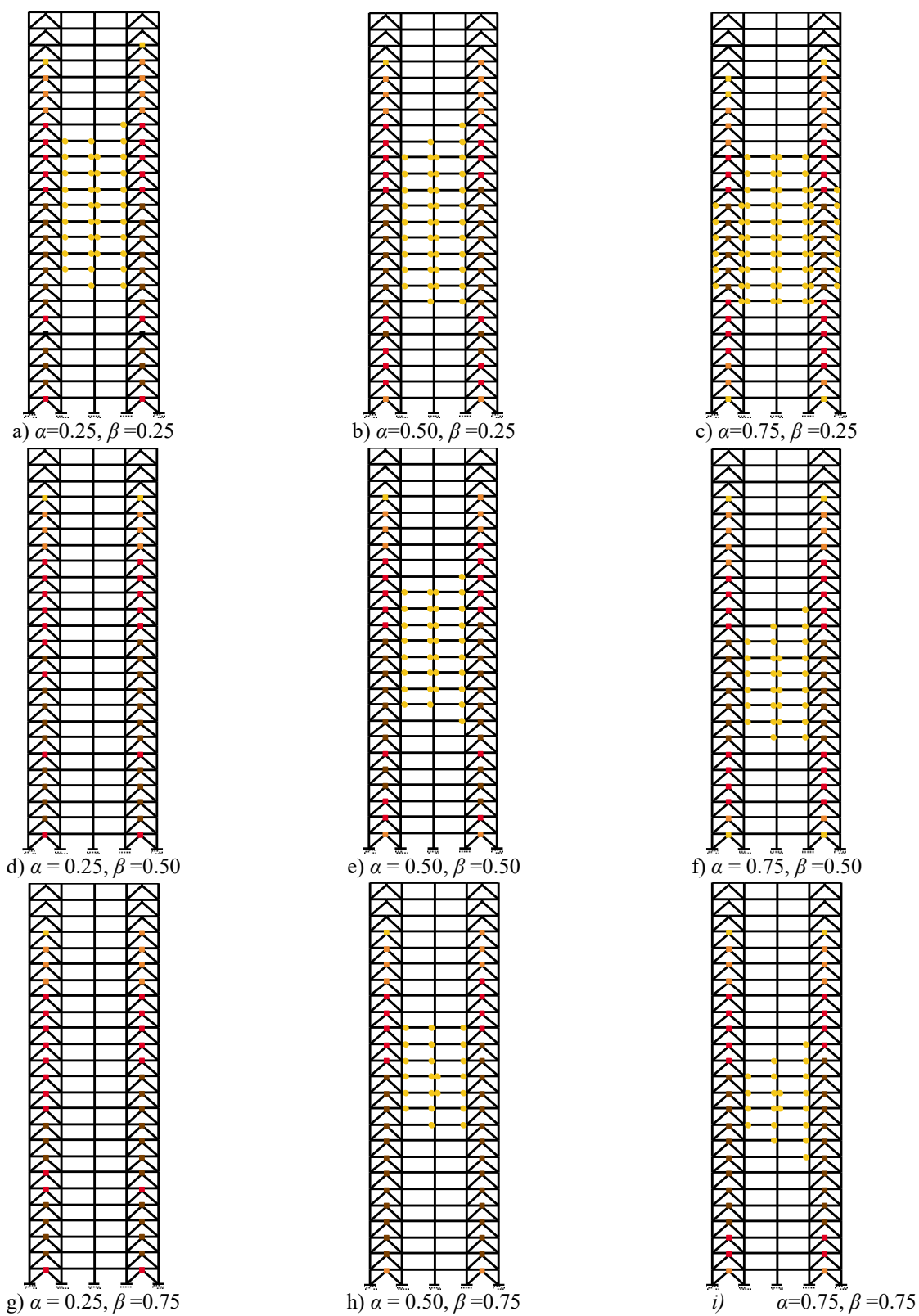


Figura 12: Mapeos de fluencia a la ductilidad objetivo de los disipadores μ para modelos de 25 niveles cuando $\theta = 45^\circ$ y $K_2 = 0.03K_{ELD}$.

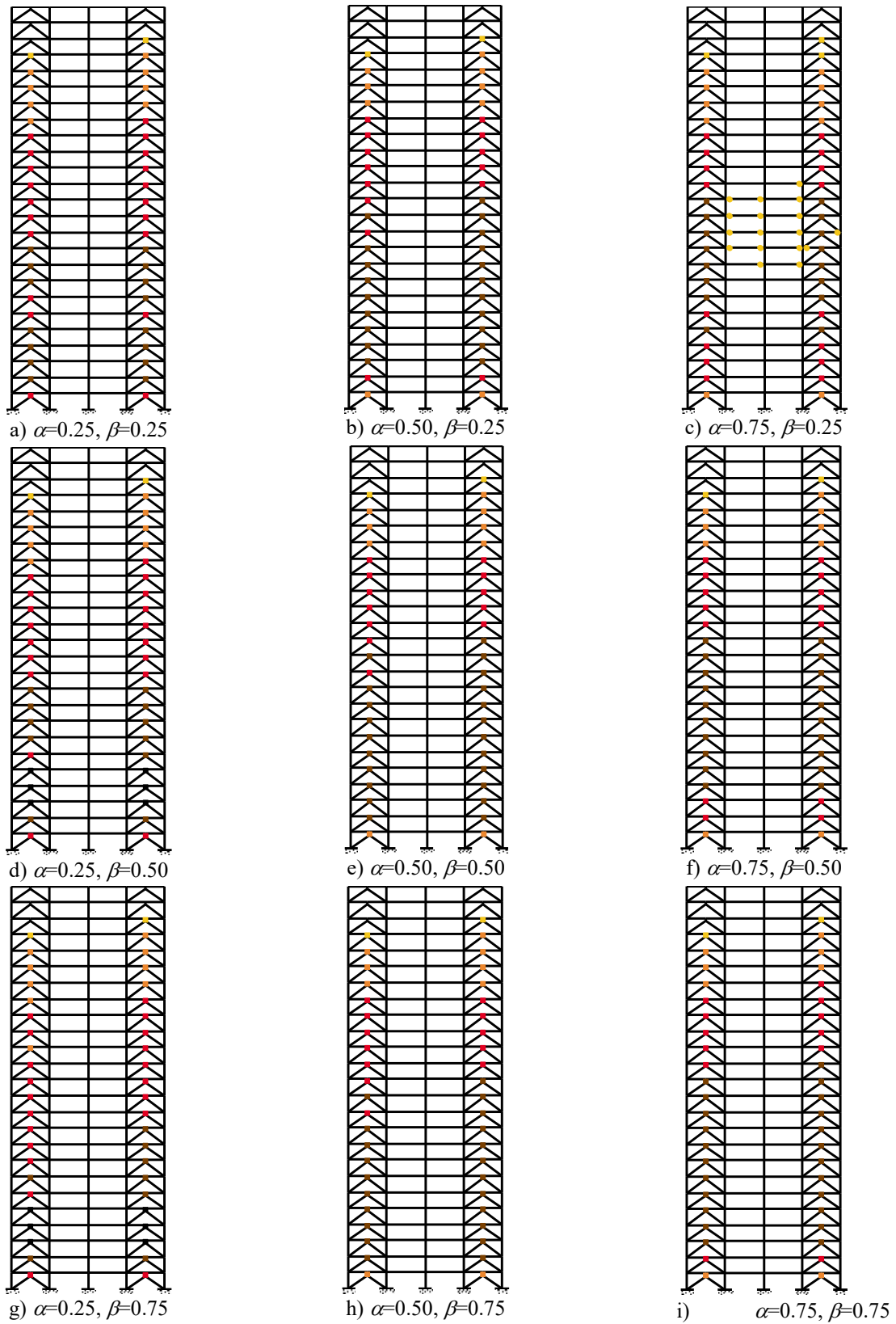


Figura 13: Mapeos de fluencia a la ductilidad objetivo de los disipadores μ para modelos de 25 niveles cuando $\theta = 40^\circ$ y $K_2 = 0.03K_{ELD}$.

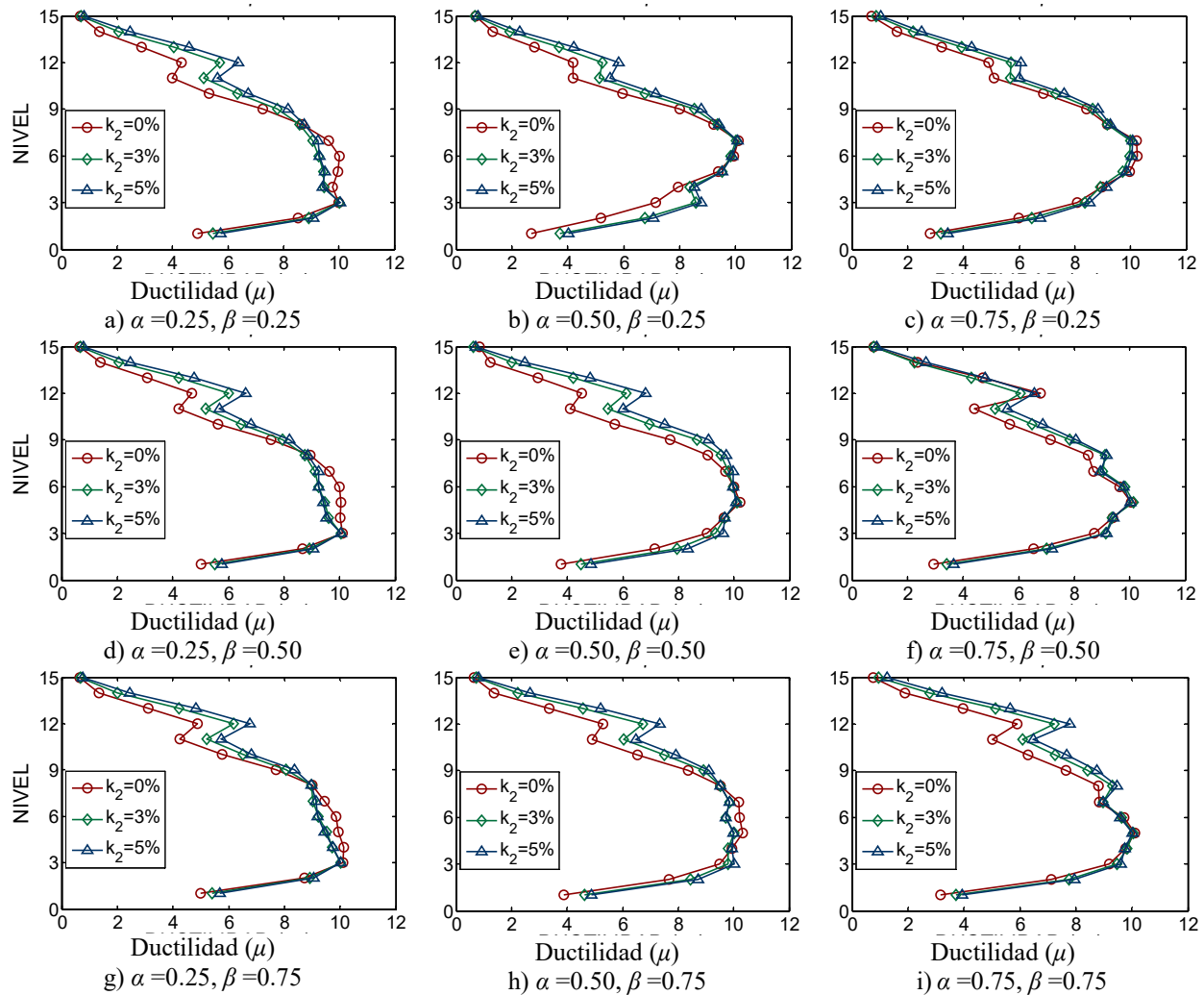


Figura 14: Demandas de ductilidad μ de los dispositivos disipadores de energía para los modelos de 15 niveles cuando $\theta = 45^\circ$.

Algunos lectores se preguntarán: ¿por qué las demandas de ductilidad de los dispositivos disipadores de energía se incrementan a medida que aumenta la pendiente posterior a la fluencia K_2 ? Esto se debe a que en el procedimiento de diseño propuesto, el valor de K_2 sí se toma en cuenta directamente (Figura 7). Por ello, aunque los disipadores con comportamiento elastoplástico perfecto ($K_2 = 0$) o con pendientes posteriores a la fluencia efectivas ($K_2 \neq 0$) se diseñan para proporcionar la misma fuerza última máxima F_u a la ductilidad objetivo μ (Figura 5), se aprecia claramente en la Figura 5 que el cortante de fluencia de los disipadores (F_y) es menor para los disipadores con pendientes posteriores a la fluencia no nulas ($K_2 \neq 0$) que para comportamiento elastoplástico perfecto ($K_2 = 0$) y, por ello, los disipadores donde $K_2 \neq 0$ comienzan a trabajar antes en el intervalo de comportamiento inelástico que los disipadores elastoplásticos perfectos ($K_2 = 0$).

DEFINICIÓN DE PARÁMETROS GLOBALES DE DISEÑO

Toda vez que se estudiaron con detalle los mapeos de demandas inelásticas y su relación con las demandas de ductilidad objetivo de los disipadores, se procedió a analizar la información de los análisis estáticos no lineales para poder proponer parámetros globales de diseño de estos sistemas estructurales, como se identifica a continuación.

Balances “óptimos” de rigidez

Basándose en el análisis detallado de los mapeos de fluencias inelásticas y demandas de ductilidad de los disipadores, se definieron los balances “óptimos” de los parámetros estructurales de rigidez α y β para los modelos en estudio con base en las demandas de ductilidad desarrolladas por los disipadores y en la observación de los mapeos de las demandas inelásticas correspondientes.

En las Tablas 2 y 3 se presentan los intervalos de combinaciones de los parámetros α y β para los cuales se recomienda el empleo de estructuras con disipadores de energía cuando el ángulo de inclinación de los contravientos con respecto al plano horizontal es $\theta = 40^\circ$ o $\theta = 45^\circ$ respectivamente. Para este caso, Hernández (2015) decidió utilizar el siguiente código de colores en las tablas para relacionar los parámetros α , β y Q con el siguiente comportamiento observado en los mapeos de fluencia de los elementos del marco: a) sin color cuando en el marco se obtiene un comportamiento elástico o existen menos de 5 extremos de elementos estructurales con fluencia incipiente, b) con amarillo claro cuando existen más de 5 extremos de vigas con fluencia incipiente, pero no más de 15, c) con amarillo cuando existen más de 15 extremos de vigas con fluencia incipiente, pero menos de 30, d) con naranja cuando se presentan más de 30 extremos de vigas con fluencias y, e) con rojo rosado cuando la magnitud de las fluencias en los extremos de las vigas son moderadas o grandes, independientemente del número de éstas. Cabe señalar que el color del parámetro α está relacionado a cuando se observan fluencias en las vigas y se indica con la máxima intensidad indicada en β para sus combinaciones con K_2/K_{ELD} , con fines de salvar espacio al momento de preparar y sintetizar esta información. Por ello, si en un grupo de información existen celdas de β sombreadas en amarillo y naranja, para ese grupo se identifica en naranja el valor de α para el cual se obtienen esos comportamientos.

De la observación de los resultados mostrados en la Tabla 2 se puede concluir que, para el cortante basal de diseño considerado ($V/W=0.10$), el diseño de marcos dúctiles de acero con dispositivos disipadores de energía por histéresis montados en contravientos chevrón con ángulos de inclinación $\theta = 40^\circ$ que funcionen con el concepto del fusible estructural (marco elástico, disipadores eficientes no linealmente) es altamente probable para casi todas las alturas (5 a 25 niveles) y combinaciones de parámetros en estudio: $0.25 \leq \alpha \leq 0.75$, $0.25 \leq \beta \leq 0.75$ y $0.0 \leq K_2/K_{ELD} \leq 0.05$. Las excepciones donde se presentan algunas fluencias incipientes en vigas (color amarillo) son para las siguientes combinaciones: a) $\alpha = 0.75$ y $\beta = 0.25$ con $K_2/K_{ELD} = 0.0$ y $K_2/K_{ELD} = 0.03$ para los modelos de 15 niveles y, b) $\alpha = 0.75$, $\beta = 0.25$ y $K_2/K_{ELD} = 0.03$ para los modelos de 20 y 25 niveles. Solamente se obtienen fluencias moderadas en vigas (color naranja) cuando $\alpha = 0.75$, $\beta = 0.25$ y $K_2/K_{ELD} = 0.0$ para los modelos de 20 y 25 niveles.

En contraste, se puede concluir a partir del análisis de los resultados mostrados en la Tabla 3 que el intervalo de combinaciones de los parámetros α , β y K_2/K_{ELD} para los cuales se pueden diseñar los marcos dúctiles de acero estructural con disipadores de energía histeréticos montados en contraviento chevrón bajo el concepto del fusible estructural se reduce notablemente cuando el ángulo del contraviento se incrementa $\theta = 45^\circ$. Para un cortante basal efectivo de diseño $V/W = 0.10$, un diseño conforme al concepto de que los disipadores funcionan como fusibles estructurales es posible en su totalidad para cinco niveles y todas las combinaciones de los parámetros α , β y K_2/K_{ELD} en estudio y casi para todas para los modelos de 10 niveles, excepto cuando $\alpha = 0.75$ y $\beta = 0.25$, particularmente para comportamiento elastoplástico perfecto ($K_2/K_{ELD} = 0.0$), donde se obtiene un código naranja. A partir de los modelos de 15 niveles se comienzan a observar un número importante de fluencias en vigas cuando $\alpha = 0.75$ y $\beta = 0.25$ y crecen para los modelos de 20 niveles, donde se aprecian fluencias importantes en vigas cuando: a) $\alpha = 0.75$ y $\beta = 0.25$ y, b) $\alpha = 0.75$ y $\beta = 0.50$. Para los modelos de 25 niveles, la fluencia en vigas es inevitable para todas las combinaciones de α y β en estudio, pero tiende a disminuir a medida que tanto β como K_2/K_{ELD} se incrementan.

Por lo tanto, a partir del análisis de los resultados mostrados en las Tablas 2 y 3 se puede concluir que, para el cortante basal efectivo de diseño $V/W=0.10$ considerado, a medida que los modelos van creciendo en número de pisos (se van haciendo más esbeltos), empiezan a aparecer fluencias en vigas de los marcos a medida que: a) la rigidez elástica del disipador se reduce con respecto a la de los contravientos de soporte (el parámetro β disminuye), b) la rigidez lateral elástica del marco crece con respecto a la del sistema contraviento-disipador (el parámetro α aumenta) y, c) la pendiente efectiva posterior a la fluencia (K_2/K_{ELD}) se reduce, particularmente para un comportamiento elastoplástico perfecto ($K_2 = 0$). De igual manera, la acción inelástica en los elementos del marco (vigas en este caso) se incrementa a medida que el ángulo de inclinación de los contravientos con respecto al plano horizontal (θ) crece, a pesar de que en este estudio se consideró un incremento de θ muy pequeño (solo cinco grados). Lo anterior ya se había deducido analíticamente en estudios previos (Tena, 2000), al derivar la ecuación no lineal para marcos de una sola

crujía que contaban de dispositivos disipadores de energía montados en contravientos chevrón, si se consideraba que el contraviento permanece elástico y el disipador tiene un comportamiento bilineal y puede desarrollar una ductilidad dada.

Tabla 2: Intervalo de valores recomendados para los parámetros estructurales cuando $\theta = 40^\circ$, marcos dúctiles de acero estructural.

Niveles	α	K_2/K_{ELD}	Q		
			$\beta=0.25$	$\beta=0.5$	$\beta=0.75$
5	0.25-0.75	0.00	5.8	4.5-4.3	4.2-3.7
		0.03	5.4-6.4	4.9	4.5-4.2
		0.05	5.6-6.4	5.0-5.2	4.7-4.4
10	0.25-0.75	0.00	3.9-3.7	3.7	3.4
		0.03	4.4-4.0	4.1-4.3	3.7-3.9
		0.05	4.6-4.3	4.3-4.6	3.9-4.1
15	0.25-0.75	0.00	3.2-3.0	3.1-3.0	2.9-3.1
		0.03	3.6-3.1	3.4-3.5	3.3-3.6
		0.05	3.8-3.4	3.6-3.9	3.5-3.9
20	0.25-0.75	0.00	2.9-2.7	2.8-2.6	2.7-2.6
		0.03	3.2-2.8	3.1-2.8	3.0-2.9
		0.05	3.4-2.8	3.3-3.1	3.2
25	0.25-0.75	0.00	2.8-2.6	2.6-2.5	2.5-2.6
		0.03	2.9-2.8	2.7-2.8	2.7-2.8
		0.05	3.0-2.8	2.9-2.9	2.9

Tabla 3: Intervalo de valores recomendados para los parámetros estructurales cuando $\theta = 45^\circ$, marcos dúctiles de acero estructural.

Niveles	α	K_2/K_{ELD}	Q		
			$\beta=0.25$	$\beta=0.5$	$\beta=0.75$
5	0.25-0.75	0.00	4.7-5.2	4.0-4.1	3.8-3.5
		0.03	5.1-5.6	4.5-4.7	4.2-4.0
		0.05	5.3-5.7	4.7-5.0	4.4-4.2
10	0.25-0.75	0.00	3.5-3.5	3.3-3.1	3.2-3.1
		0.03	4.0-3.6	3.7-3.6	3.6
		0.05	4.3-3.6	4.0-3.9	3.8-3.9
15	0.25-0.75	0.00	2.9-2.9	2.8-2.6	2.7-2.6
		0.03	3.3-3.0	3.1-2.9	2.9-3.1
		0.05	3.5-3.1	3.3-3.0	3.1-3.4
20	0.25-0.75	0.00	2.6-2.7	2.5-2.4	2.6-2.3
		0.03	3.0-2.6	2.9-2.5	2.8-2.5
		0.05	3.2-2.7	3.0-2.6	2.9-2.7
25	0.25-0.75	0.00	2.9-2.7	2.7-2.5	2.6-2.4
		0.03	3.0-2.7	2.6-2.6	2.5-2.5
		0.05	3.0-2.6	2.6-2.5	2.5-2.7

Factor de comportamiento sísmico Q

El factor de comportamiento sísmico Q relaciona la capacidad de deformación inelástica de una estructura sin comprometer la estabilidad de esta. Actualmente no se establecen valores para Q para este tipo de estructuras en las dos normatividades modelo de diseño sísmico más utilizadas en México (NTCS-04, 2004; MOC-2015, 2015).

El factor de comportamiento sísmico Q se obtuvo de la relación entre la distorsión máxima alcanzada por parte de la curva cortante basal normalizado-distorsión global de la estructura (Δ_u) entre la distorsión asociada a la fluencia Δ_y (Figura 15), es decir:

$$Q = \frac{\Delta_u}{\Delta_y} \quad (5)$$

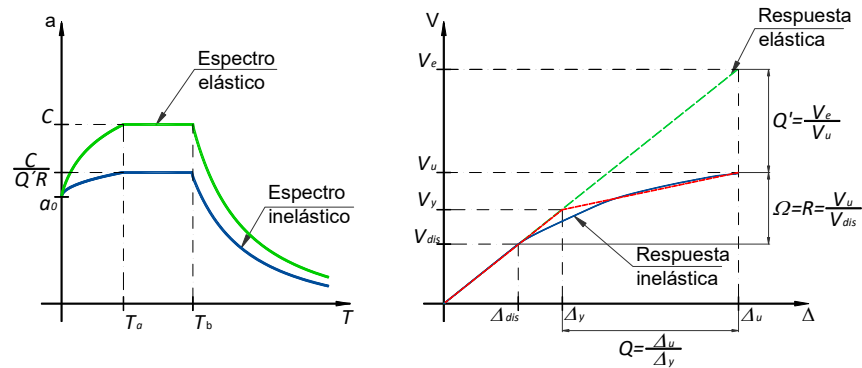


Figura 15: Definición de los parámetros globales de diseño Q y R (Ω), a partir de la curva global cortante basal vs distorsión de azotea.

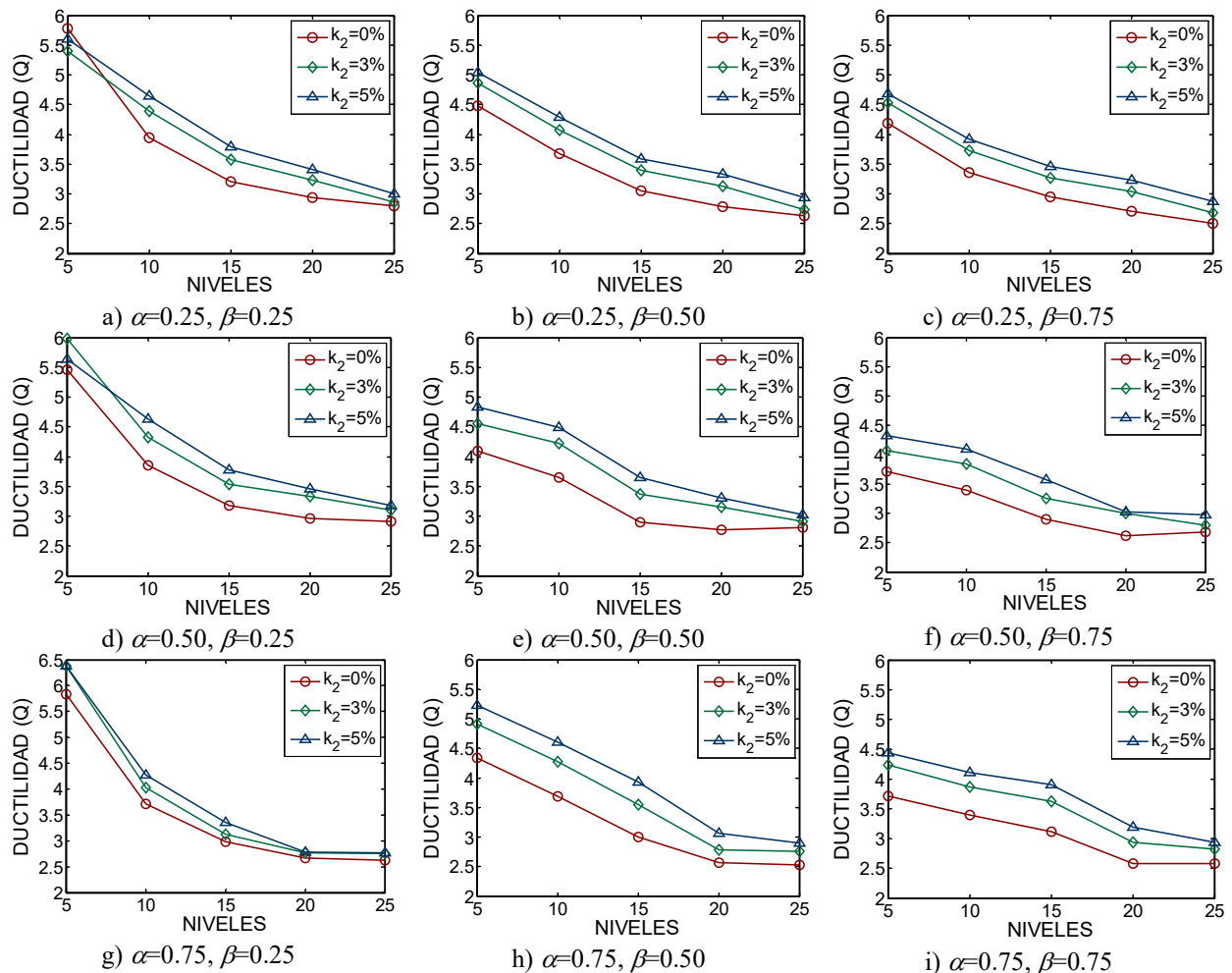


Figura 16: Factores de comportamiento sísmico Q para los modelos con $\theta = 40^\circ$.

Los valores estimados para la ductilidad global del sistema (factor de comportamiento sísmico Q) se obtuvieron para todos los modelos y balances de rigideces α y β considerados en este estudio, y se reportan de manera sintética en las Tablas 2 y 3 y se muestran gráficamente en las Figuras 16 y 17. De estas tablas y figuras se observa que el factor Q se reduce a medida que: a) aumenta el número de pisos, b) β aumenta, c) K_2/K_{ELD} disminuye y, d) α disminuye. Sin embargo, cabe señalar que el impacto de α parece ser menor que para los otros parámetros en este sistema estructural.

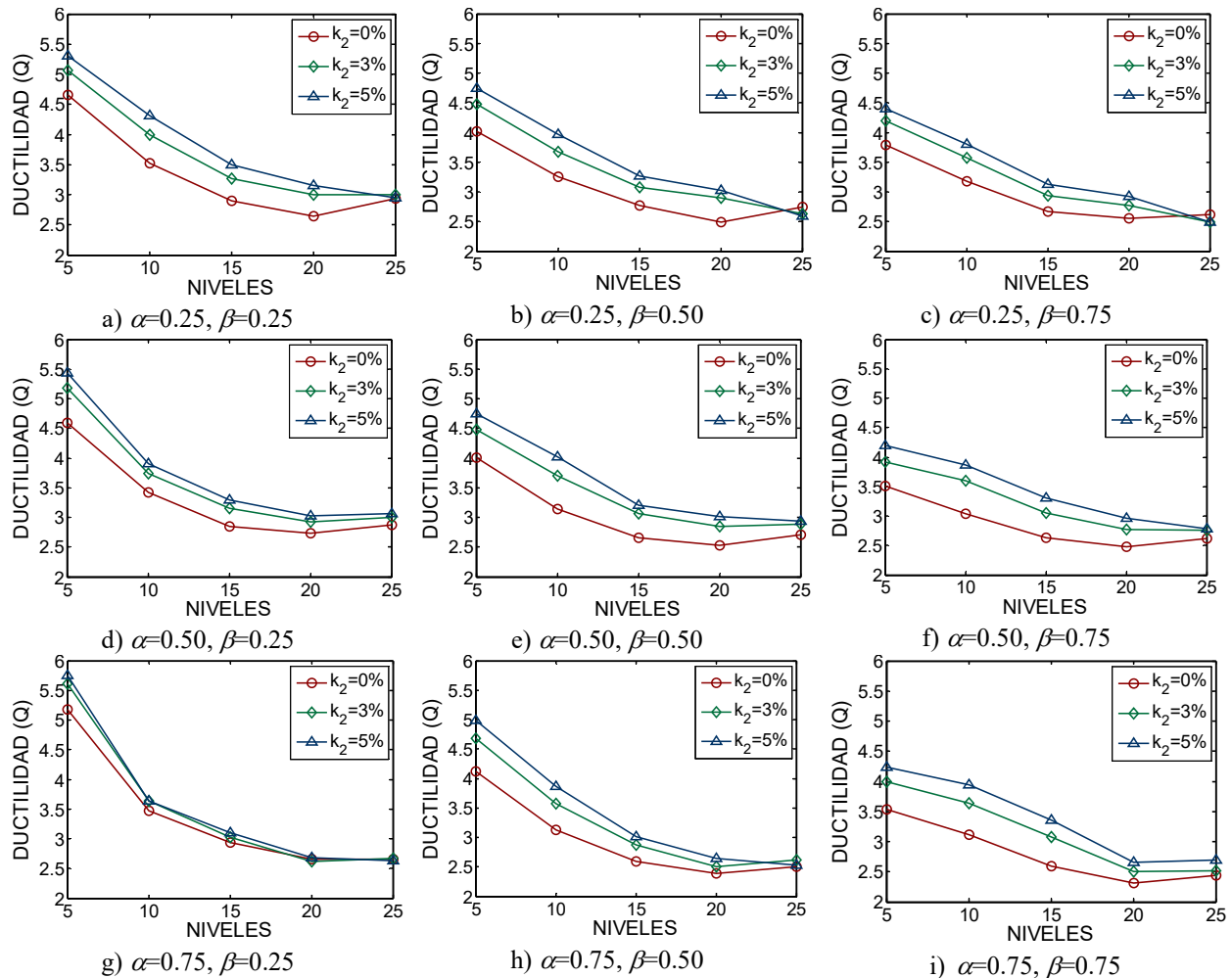


Figura 17: Factores de comportamiento sísmico Q para los modelos con $\theta = 45^\circ$.

De acuerdo con los reglamentos y manuales de diseño sísmico vigentes en México, el máximo valor permitido actualmente para el factor de comportamiento sísmico Q es $Q = 4$. Se aprecia en las Tablas 2 y 3 y en las Figuras 16 y 17 que se pueden obtener valores cercanos y mayores para los modelos de 5 y 10 niveles (si $K_2 \neq 0$), pero estos se reducen para alturas mayores a 15 niveles y para 25 niveles alcanzan un valor cercano a $Q = 3.0$, si se mantiene al sistema con el concepto del fusible estructural. Por supuesto, se pueden obtener valores más grandes si se permite una fluencia severa en las vigas del marco, pero ¿cuál sería el fin de perder las ventajas de un diseño donde se asegura una respuesta elástica del marco y, por ende, se garantiza la operación del inmueble posterior a la ocurrencia de un sismo intenso?

Cabe señalar que el hecho que la ductilidad global disminuya en función de la altura de estructura no es nuevo y, de hecho, para marcos de acero con contravientos concéntricos es ya reconocido por el reglamento de Canadá y ha sido corroborado por Tapia y Tena (2011) en el diseño de marcos de acero dúctiles con contraventeo chevrón, donde consideran la ductilidad de diseño en función de la relación entre la altura y base del marco (H/L), debido a que los marcos con contravientos tradicionales son más propensos a la formación de pisos débiles con el aumento de la altura, por lo que la ductilidad global disminuye.

Factor de reducción por sobrerresistencia R (Ω)

Al igual que para el factor de comportamiento sísmico Q , actualmente no existen, en las recomendaciones de diseño sísmico de México, propuestas para el factor de sobrerresistencia R (llamado Ω en la literatura internacional) para estructuras con disipadores de energía.

En esta investigación, el factor de sobrerresistencia R se obtuvo de la relación entre el cortante último desarrollado por los modelos obtenidos del análisis estático no lineal, entre el cortante de diseño (Figura 15), es decir:

$$R = \Omega = \frac{V_u}{V_{dis}} \quad (6)$$

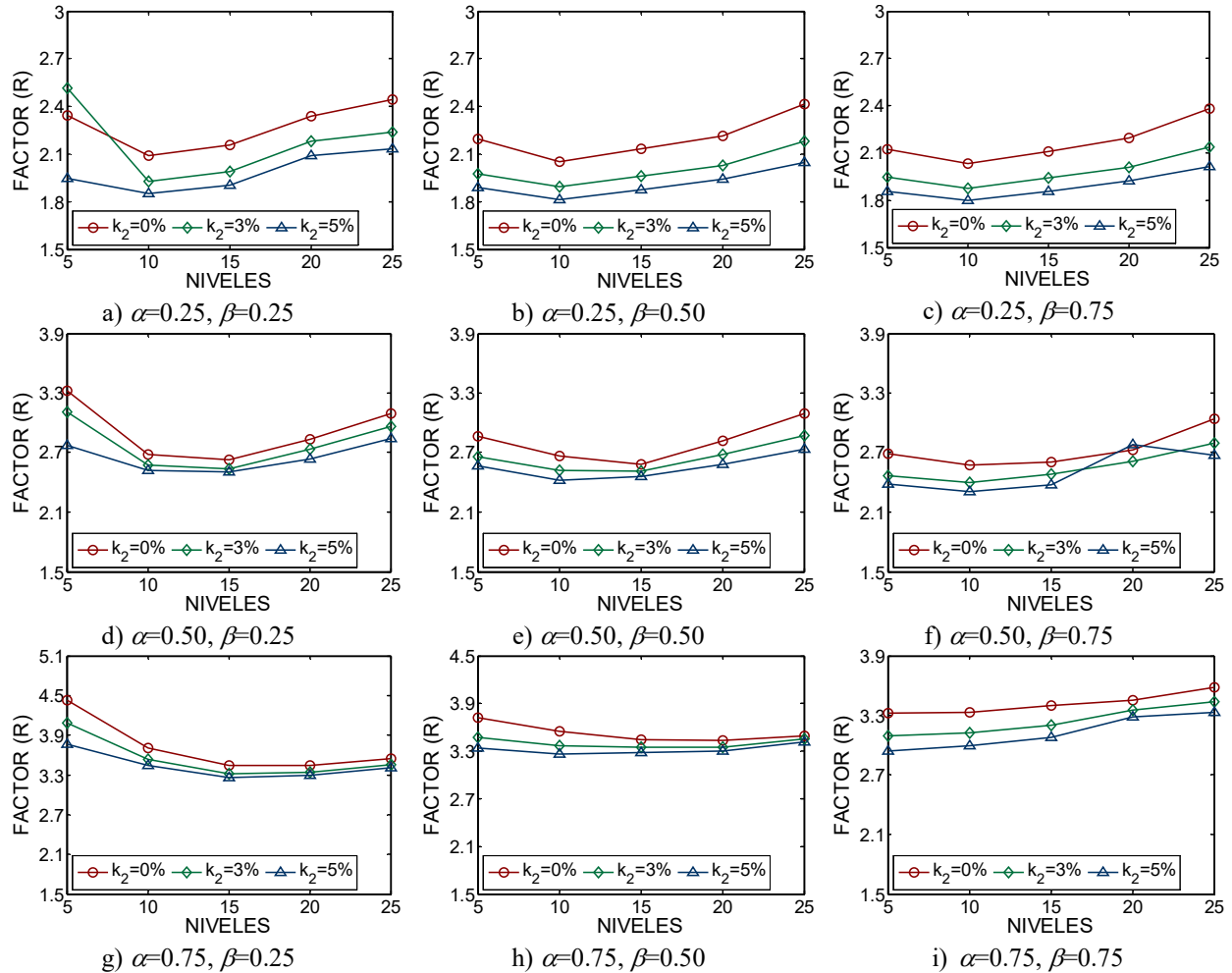


Figura 18: Factores de reducción por sobrerresistencia R (Ω) para los modelos con $\theta = 40^\circ$.

Los factores de sobrerresistencia obtenidos se presentan gráficamente en las Figuras 18 y 19. Como se aprecia de esas figuras, los valores de R variaron en los siguientes intervalos: a) $1.7 \leq R \leq 2.6$ cuando $\alpha = 0.25$, b) $2.2 \leq R \leq 3.3$ cuando $\alpha = 0.50$ y, c) $2.8 \leq R \leq 4.5$ cuando $\alpha = 0.75$. El parámetro con mayor influencia en el factor de sobrerresistencia es el balance de rigidez entre el marco y el sistema global, α , pues a medida que α se incrementa, el marco toma una mayor proporción de la carga lateral y, dado la secuencia en un diseño por capacidad, las vigas y las columnas son sobrediseñadas con respecto a los dispositivos disipadores de energía. El segundo parámetro con mayor influencia es la pendiente posterior a la fluencia K_2 , pues como se ilustra en las Figuras 18 y 19, se obtienen factores de sobrerresistencia mayores a medida que K_2 disminuye, siendo los mayores factores de sobrerresistencia para el

comportamiento elastoplástico perfecto (de nuevo, porque se toma en cuenta directamente en el proceso de diseño, como se explicó anteriormente para Q). La influencia del parámetro β en la sobrerresistencia es menos clara, generalmente al incrementar el valor de β la sobrerresistencia tiende a disminuir o mantenerse con el mismo valor, para la mayoría de los casos. Cuando el valor del ángulo de los contravientos θ se incrementa, la sobrerresistencia disminuye en general (comparar entre sí los resultados presentados en las Figuras 18 y 19), es decir que cuando la rigidez total disminuye, la sobrerresistencia también, por lo que se puede confirmar que la sobrerresistencia depende de la configuración estructural.

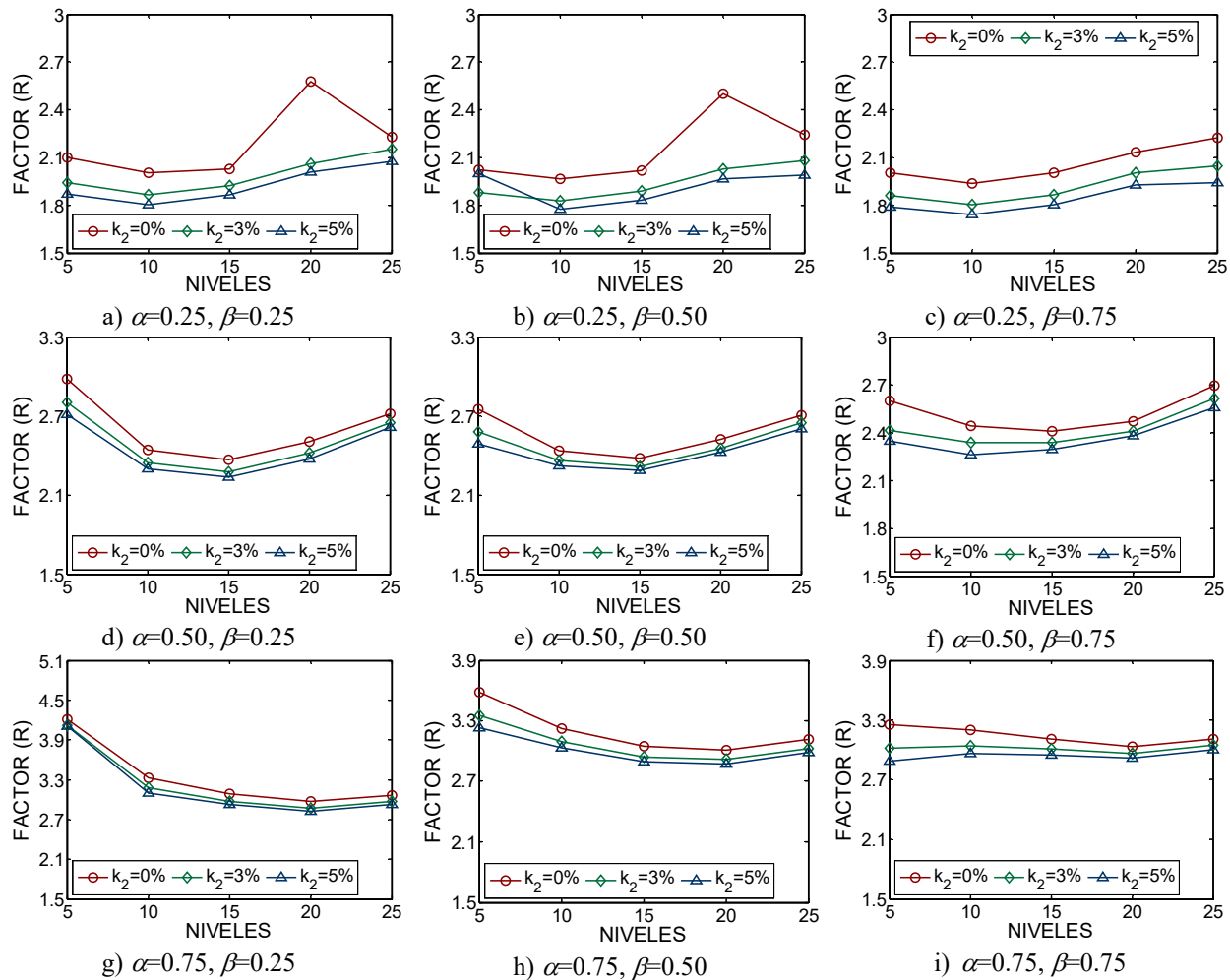


Figura 19: Factores de reducción por sobrerresistencia $R(\Omega)$ para los modelos con $\theta = 45^\circ$.

Distorsiones de entrepiso

Se calcularon y graficaron las distorsiones de entrepiso a la fluencia (Δ_y) y últimas (Δ_u) de todos los modelos en estudio, como se reporta con detalle en Hernández (2015).

En la Figura 20 se presentan curvas de distorsiones de entrepiso promedio a la primera fluencia (Δ_y) para los modelos donde el ángulo de inclinación del contraviento son $\theta = 40^\circ$ y $\theta = 45^\circ$. Se aprecia de la misma que todas las variables en estudio tienen un impacto relevante: α , β , número de niveles y K_2 (no mostrado), y que las distorsiones de entrepiso a la primera fluencia para este sistema estructural varían entre 0.08% y 0.43%.

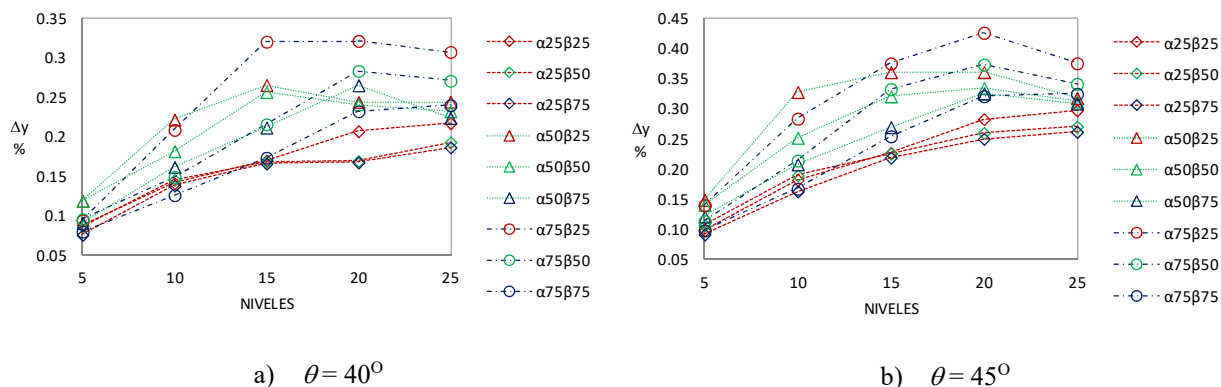


Figura 20: Distorsiones de entrepiso a la primera fluencia (Δ_y) promedio.

Las distorsiones últimas promedio de entrepiso se obtuvieron calculando el promedio para cada relación de α y β respectivamente, y se usaron únicamente los entrepisos donde los disipadores de energía (y eventualmente alguna viga) tenían deformaciones inelásticas, es decir, que los entrepisos que permanecen con comportamiento elástico no se tomaron en cuenta para el cálculo de las distorsiones promedio.

En la Figura 21 se muestran los valores promedio de las distorsiones últimas para las distintas combinaciones de α y β . En estas gráficas se observa, en general, que las distorsiones últimas se incrementan con la altura y con el ángulo de inclinación del contraviento θ . Sin embargo, los marcos con 25 niveles no son los que desarrollan las distorsiones máximas, sino los marcos de 15 niveles que disponen de los disipadores más flexibles, es decir, cuando tienen relaciones $\beta = 0.25$. También se aprecia de estas figuras que las distorsiones últimas desarrolladas a la ductilidad objetivo de los disipadores $\mu \approx 10$ son inferiores al 1.3%, lo que indica y señala claramente que en un marco dúctil de acero bien diseñado con disipadores de energía montados en contravientos chevrón, no se necesitan desarrollar distorsiones de entrepiso muy altas para disipar una gran cantidad de energía y desarrollar ductilidades globales razonables. Dado que las distorsiones últimas máximas son moderadas, resulta claro que emplear disipadores de energía histeréticos es una opción razonable para minimizar el daño en contenidos sensibles al desplazamiento y a elementos no estructurales que se encuentren debidamente desligados del sistema estructural principal.

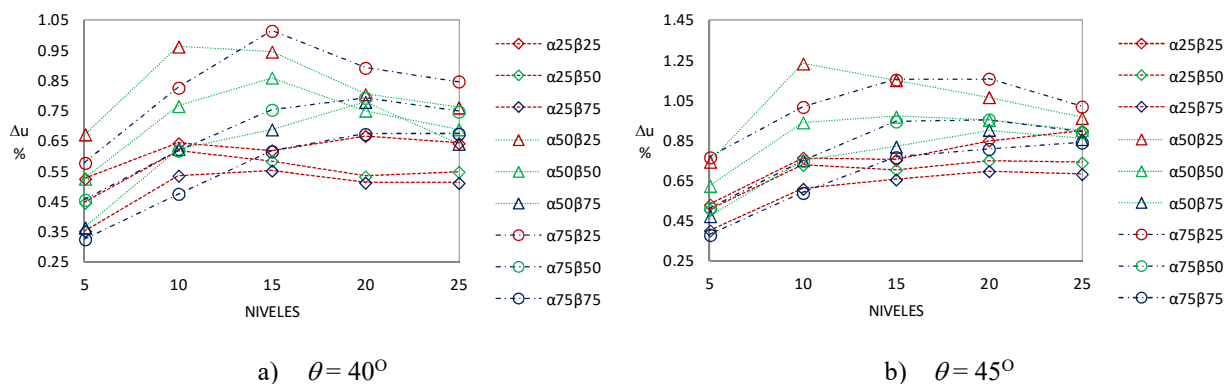


Figura 21: Distorsiones de entrepiso últimas (Δ_u) promedio.

ANÁLISIS DINÁMICOS PASO A PASO NO LINEALES

Con la finalidad de ilustrar que el procedimiento de diseño es adecuado y razonable ante sismos intensos, se presentan los resultados de los análisis dinámicos paso a paso no lineales del modelo de 25 niveles que fue encontrado menos eficiente, que corresponde a $\alpha = 0.75$, $\beta = 0.75$, $K_2/K_{ELD} = 0.03$ y $\theta = 45^\circ$ (Figura 12i), cuando se somete a la acción de un registro de aceleración sintético generado por Pérez Rocha para la estación 56 de la red acelerométrica del Valle de México (S56-EW), asociada a un sismo similar al del 19 de septiembre de 1985 ($M_s = 8.1$). El registro de aceleración sintético y su correspondiente espectro de respuesta se presentan en la Figura 22. Se seleccionó este registro

de aceleración, dado que el periodo fundamental de vibración elástico del modelo en estudio es $T = 2.31\text{s}$, y el periodo del sitio S56 es $T_s = 2.20\text{s}$, muy cercano a una resonancia (aunque en la rama descendente del espectro) y a una pseudoaceleración máxima cercana a $1.5g$, como se aprecia en la Figura 22. De hecho, este registro supera en un 25% la pseudoaceleración máxima del espectro de diseño elástico ($Q = 1$) calculado conforme al Apéndice A de las NTCs-04 ($c = 1.2g$) y en 50% la supuesta en el diseño de los modelos, que se diseñaron para un cortante basal efectivo $V/W = 0.10$, que normalmente es el cortante efectivo de diseño para un sistema con $Q = 4$ (Figura 22) en la zona III de la ciudad de México con periodos de sitio cercanos a 2 segundos. Es por tanto un acelerograma severo que pretende evaluar las reservas del sistema ante la acción de un sismo que rebase las acciones consideradas en el diseño, algo que desafortunadamente ya ocurrió en la Ciudad de México el 19 de septiembre de 1985, donde el espectro de respuesta de pseudoaceleración en el sitio SCT rebasó cuatro veces la ordenada máxima del espectro de diseño del reglamento del Distrito Federal de 1976, como se discute en Rosenbluth et al. (1989) y se ilustra gráficamente en Tena (2010).

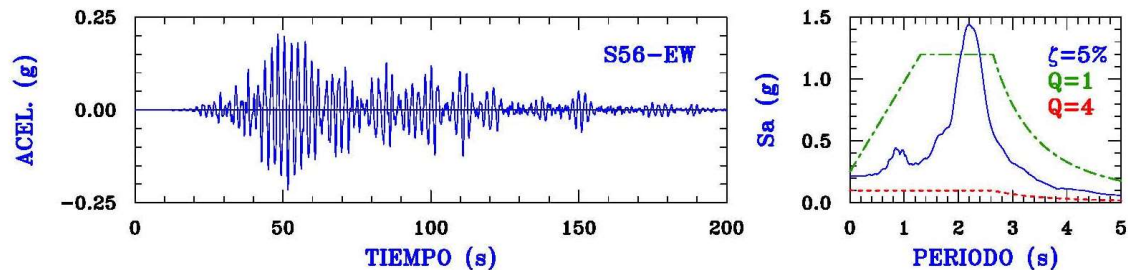


Figura 22: Registro de aceleración artificial para la estación 56 (S56-EW) para un sismo similar al del 19 de septiembre de 1985 ($M_s=8.1$) y espectros de diseño elástico ($Q = 1$) e inelástico ($Q = 4$) para el sitio S56.

En la Figura 23 se presentan las curvas de histéresis (cortante del disipador normalizado vs distorsión del disipador) de cada uno de los 50 disipadores de energía con que dispone el marco, donde se aprecia el notable trabajo de casi todos en disipar energía de manera estable y con ductilidades máximas cercanas a la máxima objetivo. De inicio, todos disipan energía, a pesar de que los disipadores cambian de sección cada cinco niveles. Los disipadores “menos eficientes” son los de los últimos dos pisos (24 y 25), los del nivel 23 y los del primer nivel. Los disipadores más eficientes se encuentran en los pisos 7 a 14, según se indica en el código de colores del mapeo de fluencias de la Figura 25a.

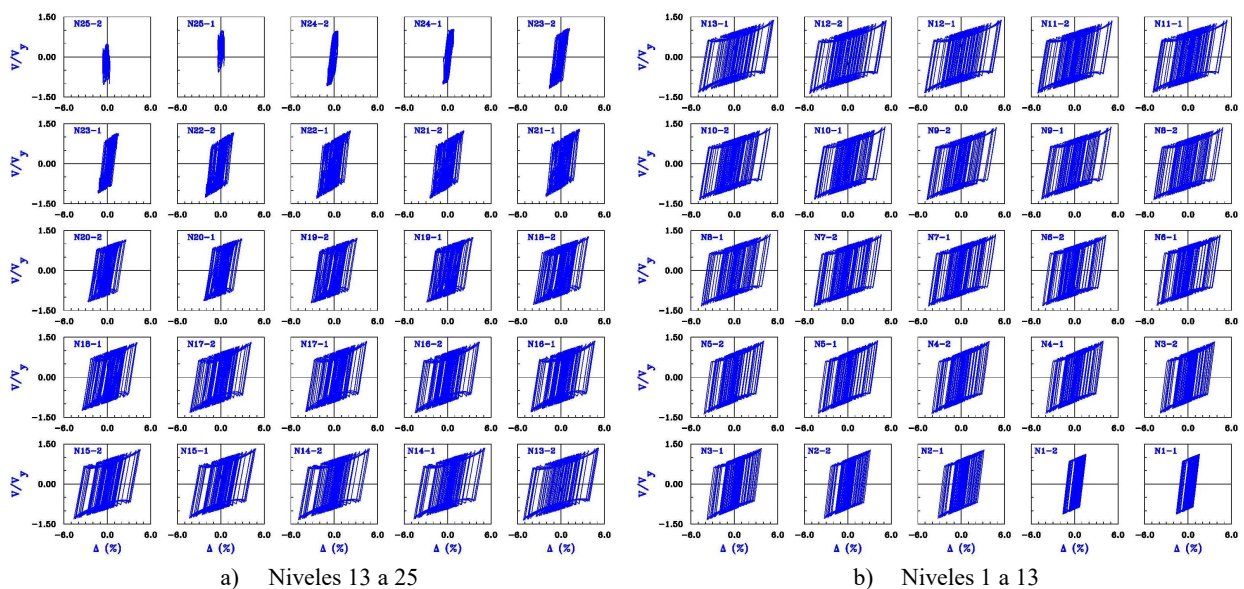


Figura 23: Curvas de histéresis de los 50 disipadores del modelo de 25 niveles con $\alpha = 0.75$, $\beta = 0.75$, $K_2/K_{ELD}=0.03$ y $\theta = 45^\circ$.

En la Figura 24a se presentan las curvas de histéresis (cortante de entrepiso normalizado vs distorsión de entrepiso) de cada uno de los 25 entrepisos del marco, donde se aprecia claramente que la mayor parte de la respuesta no lineal se concentra en los niveles 2 a 20, y que las respuestas inelásticas en los niveles 1 y 21 a 25 son reducidas, consecuencia del notable trabajo de casi todos los dispositivos en disipar energía de manera estable y a ductilidades máximas cercanas a la máxima objetivo. En la Figura 24b se presentan las envolventes de respuestas máximas de distorsiones y de cortantes de entrepiso. De la envolvente de distorsiones máximas de entrepiso, es notable señalar que la máxima distorsión de entrepiso es cercana a 1% y, a pesar de ello, el marco y los dispositivos disipadores son capaces de disipar una gran cantidad de energía de una manera muy estable (Figuras 23 y 24a). De hecho, se aprecia también que las distorsiones máximas en los niveles 1 y 25 son cercanas al 0.25%, más que adecuadas para asegurar que no exista daño en elementos no estructurales, aún con detallados pobres de desligue.

En la envolvente de cortantes máximos de entrepiso (Figura 24b) se aprecia que el marco desarrolla un cortante basal máximo cercano al 8% del peso dinámico de todo el edificio ($V/W_T = 0.08$). En esta misma figura se presentan las envolventes del sistema global (“total”), de la contribución del marco (“marco”) y de la contribución del sistema contravientos-disipadores (“contr-dis”). Cabe recordar que el marco se proporcionó de manera que la rigidez elástica del marco fuera 75% de la total, por lo que en un caso elástico, el marco debería tomar el 75% del cortante y el sistema contravientos-disipadores el 25%. Esto se comprueba en los entrepisos con los comportamientos más cercanos al caso elástico (niveles 1 y 23 a 25), donde se aprecia que los cortantes máximos guardan razonablemente esta proporción. Sin embargo, y como debería esperarse, a medida que los dispositivos participan de manera importante disipando una enorme cantidad de energía con sus demandas inelásticas, en los entrepisos intermedios, aunque los marcos siguen aportando la mayor resistencia ante carga lateral, el sistema contraviento-disipador llega a aportar, en algunos entrepisos, cerca del 47% del cortante de entrepiso máximo (nivel 5).

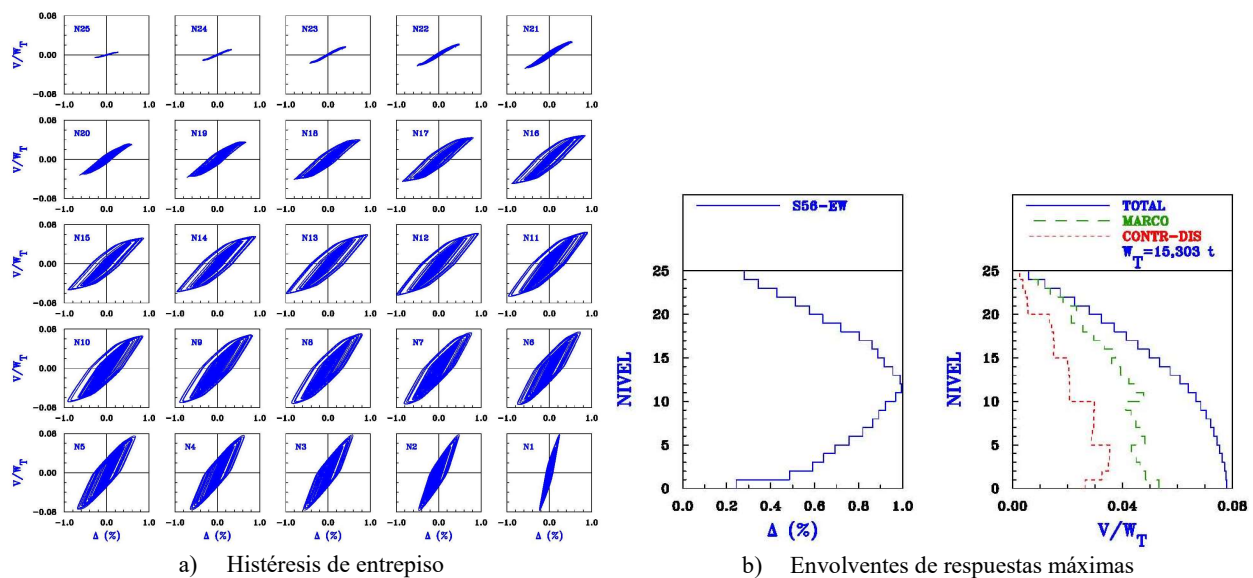


Figura 24: Curvas de histéresis de los 25 entrepisos y envolventes de respuestas máximas de entrepiso del modelo de 25 niveles con $\alpha = 0.75$, $\beta = 0.75$, $K_2/K_{ELD} = 0.03$ y $\theta = 45^\circ$.

En la Figura 25 se presenta el mapeo de fluencias máximas del marco en estudio ante la acción del registro sintético S56-EW y, con fines de comparación, se presenta nuevamente el mapeo de fluencias obtenido del análisis estático no lineal ante carga lateral monótona creciente (“pushover”) cuando se lleva a la mayoría de los disipadores a la ductilidad objetivo. De la Figura 25a se comprueba que la acción inelástica ante el registro de aceleración S56-EW se concentra casi exclusivamente en los disipadores, trabajando la mayoría de ellos muy eficientemente, según el código de colores presentado y explicado con anterioridad (Figura 8) y como se ilustró con las curvas de histéresis (Figura 23). Sin embargo, se aprecian algunas fluencias moderadas (color naranja) en las vigas centrales de los niveles 8 a 16, e incipientes (color amarillo) en los niveles 7, 8 y 17. Tomando en cuenta que el registro S56-EW rebasa las acciones máximas consideradas en el diseño de este modelo, cabe destacar que el diseño es muy adecuado, pues las reservas de resistencia y deformación del sistema son congruentes con el mecanismo fomentado en el diseño por capacidad: disipador más débil, contraviento fuerte, viga débil – columna fuerte.

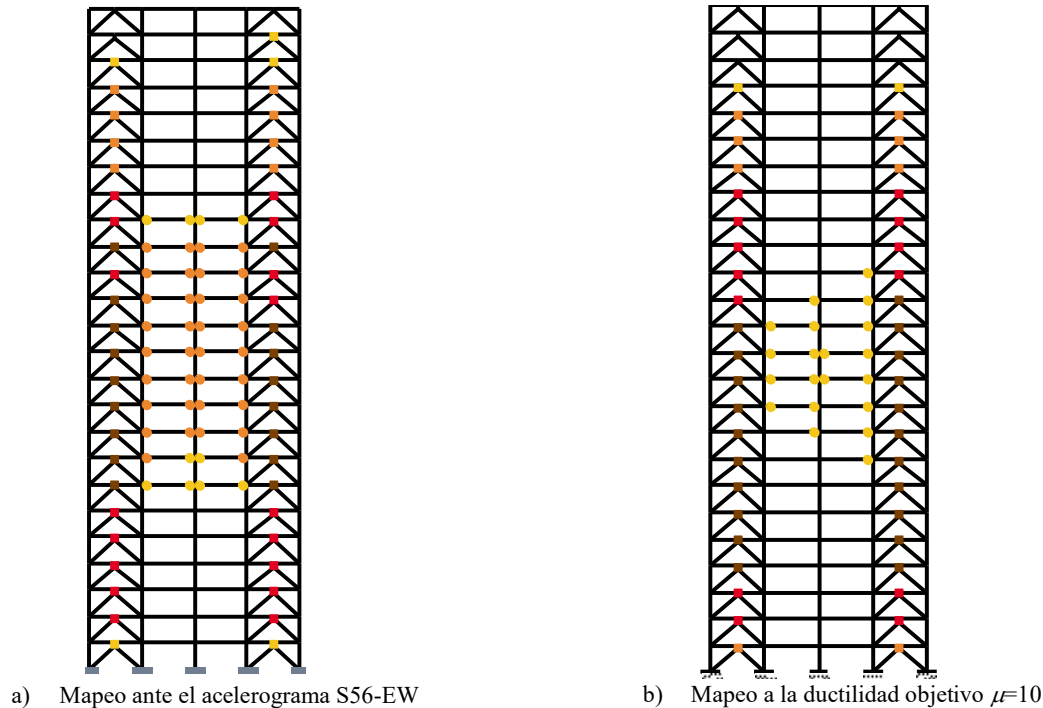


Figura 25: Comparación de los mapeos de fluencia máximas del modelo de 25 niveles cuando $\alpha = 0.75$, $\beta = 0.75$, $\theta = 45^\circ$ y $K_2 = 0.03K_{ELD}$ cuando se sujeta al registro de aceleración S56-EW y cuando se realiza un análisis “pushover” para desarrollar la ductilidad objetivo de los disipadores.

De hecho, si se compara el mapeo de fluencias obtenidas con el registro de aceleración S56-EW (Figura 25a) con el del “pushover” (Figura 25b), se aprecia la gran congruencia en la escala de intensidades relativas entre los disipadores (cuáles son los más demandados y los menos demandados) y dónde se esperaba la fluencia de vigas. En efecto, la intensidad es mayor en varios casos, y existen más disipadores y vigas que fluyen, pero la pseudoaceleración máxima del registro S56-EW en el periodo fundamental del modelo rebasa de manera importante la pseudoaceleración supuesta en el diseño del marco (Figura 22). Además, cabe señalar que, conforme a los resultados obtenidos, para los modelos de 25 niveles se debería emplear en el diseño un $Q < 4$ (de hecho, $Q < 3$, Figura 17) y, por tanto, se debería diseñar para un cortante basal de diseño $V/W \approx 0.133$ (en lugar de $V/W = 0.10$) para mantener las demandas máximas de ductilidad de los disipadores cercanas a 10 y, con ello, limitar las demandas inelásticas exclusivamente en los disipadores. Esto es lo que hay que destacar, además que existe una mecánica de deformación inelástica del sistema que depende principalmente de éste y un poco menos de la excitación, lo que nos permite estimar parámetros globales para el diseño de sistemas estructurales a partir de análisis estáticos no lineales ante carga lateral monótona creciente que nos validen que la secuencia y formación de demandas inelásticas es congruente con los objetivos de diseño. Eso es lo que se ha hecho en las investigaciones realizadas por este equipo de investigación (Nangullasmú, 2011; Tena y Nangullasmú, 2013, Hernández, 2015) y la presentada en este artículo, y que dan confianza a proponer las recomendaciones de diseño expuestas a lo largo de este trabajo.

COMENTARIOS FINALES Y CONCLUSIONES

En este trabajo se presentó un estudio paramétrico sobre el comportamiento de estructuras con disipadores histeréticos de energía estructuradas con base en marcos contraventeados de acero estructural dúctiles con disipadores de energía histeréticos. Con la finalidad de encontrar balances “óptimos” de rigideces iniciales (elásticas) entre el sistema del marco y el sistema total (α), así como entre el disipador y el contraviento de soporte (β), se realizaron análisis estáticos no lineales (“pushover”) a los diversos modelos diseñados para distintos valores de α y β , como se describe a lo largo del artículo.

Se confirmó que el ángulo de inclinación del contraviento chevrón tiene impacto en la respuesta de estos sistemas, aún para variaciones tan pequeñas como los cinco grados estudiados ($\theta = 40^\circ$ y $\theta = 45^\circ$). Se confirma nuevamente que

la pendiente posterior a la fluencia de los disipadores (K_2) tiene un impacto importante en el comportamiento de los sistemas en estudio. Se distingue que, en general, la ductilidad que pueden desarrollar disipadores elastoplásticos en los sistemas en estudio es menor que la que desarrollan disipadores bilineales, es decir, a medida que K_2 aumenta, la ductilidad desarrollada por el disipador también tiende a aumentar. Sin embargo, el desempeño de los disipadores con una pendiente posterior a la fluencia del 3% o el 5% de su rigidez elástica es bastante similar.

Evaluando el balance de rigidez elástico entre el disipador histerético y el contraviento, se observa que conforme el balance β disminuye, es decir, que el disipador es más flexible que el contraviento y por ello es el fusible del sistema, la ductilidad desarrollada por los disipadores de energía tiende a aumentar, pero también puede liderar a que las vigas del marco de acero estructural trabajen inelásticamente, particularmente para marcos de 15 niveles o más y para ángulos de inclinación del contraviento $\theta = 45^\circ$.

Haciendo una comparación entre los mapeos de fluencia y las ductilidades μ desarrolladas por los disipadores, se eligieron los balances “óptimos” de rigideces entre el sistema del marco y el sistema contraviento-disipador. Se encontró un amplio intervalo de valores para los balances de rigidez α y β donde pueden diseñarse los marcos contraventeados de acero estructural con disipadores de energía con el concepto del fusible estructural para las alturas y los ángulos de inclinación de los contravientos (θ) en estudio. De hecho, prácticamente no existen restricciones para los modelos de hasta 10 niveles, y existen algunas limitaciones a partir de los modelos de 15 niveles, particularmente a medida que θ aumenta de 40 grados.

Se obtuvieron valores indicativos de las distorsiones asociadas al estado límite de servicio (Δ_y) y, para la mayoría de los modelos en estudio, Δ_y se encuentra en el intervalo entre 0.08% y 0.43%. Se observaron las siguientes tendencias generales de Δ_y con los parámetros en estudio: a) a medida que α aumenta, Δ_y aumenta, b) a medida que β aumenta, Δ_y disminuye, c) a medida que el número de pisos aumenta, Δ_y tiende a aumentar y, d) al parecer, a medida que θ aumenta, Δ_y aumenta.

Analizando las envolventes de distorsiones de entrepiso, se observó que los máximos valores se alcanzaron en los niveles de entrepiso donde los disipadores desarrollaron las mayores ductilidades. Las distorsiones últimas desarrolladas a la ductilidad objetivo de los disipadores $\mu \approx 10$ son inferiores al 1.3%, lo que indica y señala claramente que en un marco de acero estructural dúctil bien diseñado con disipadores de energía montados en contravientos chevrón, no se necesitan desarrollar distorsiones de entrepiso muy altas para disipar una gran cantidad de energía y desarrollar ductilidades globales razonables. Dado que las distorsiones últimas máximas son moderadas, resulta claro que emplear disipadores de energía histeréticos es una opción razonable para minimizar el daño en contenidos sensibles al desplazamiento y a elementos no estructurales que se encuentren debidamente desligados del sistema estructural principal.

Igualmente, se aprecia en todos los modelos que el factor de comportamiento sísmico Q (o factor de reducción por ductilidad) se reduce a medida que: a) aumenta el número de pisos, b) β aumenta, c) K_2/K_{ELD} disminuye y, d) α disminuye. Con respecto al factor de reducción por sobrerresistencia R , este aumenta a medida que: a) α aumenta, b) K_2/K_{ELD} disminuye, c) θ disminuye y, d) β disminuye (menos general). No se observó una tendencia clara con respecto al número de pisos.

Con base en los resultados de los estudios paramétricos realizados, se comprueba que es muy factible diseñar a todos los sistemas en estudio con el concepto de fusible estructural y desarrollar ductilidades locales altas de los disipadores de energía, incluyendo a los marcos más altos y esbeltos.

Finalmente, se ha demostrado con análisis dinámicos paso a paso ante un registro de aceleración asociado al espectro de diseño sísmico (que incluso lo rebasa de manera importante), que el desempeño de los marcos dúctiles de acero estructural con disipadores de energía es adecuado y sus mecanismos de deformación inelástica (mapeos de fluencias) comparan muy bien con las de los análisis estáticos no lineales ante carga lateral monótona creciente (“pushover”), por lo que el empleo de parámetros globales de diseño sísmico y balances óptimos de rigideces α y β derivados a partir de los análisis “pushover” pueden ser empleados con confianza para el diseño, conforme a reglamento, de los sistemas estructurales estudiados, así como los valores obtenidos para los parámetros globales de diseño sísmico Q , R , Δ_y y Δ_u .

Aunque el estudio paramétrico que se presenta fue extenso, aún quedan variables por evaluar. Por ejemplo, sería importante en un futuro no muy lejano continuar con esta investigación considerando otros perfiles para las columnas (secciones W, que se usan en Estados Unidos), además de incluir conexiones viga-columnas parcialmente rígidas.

AGRADECIMIENTOS

Héctor Hernández Ramírez agradece la beca otorgada por el Consejo Nacional de Ciencia y Tecnología de México (Conacyt), que le permitió involucrarse en este proyecto de investigación en el desarrollo de su tesis de maestría en el Posgrado de Ingeniería Estructural de la UAM Azcapotzalco.

REFERENCIAS

- Aguirre, M. and Sánchez, R. (1992). "Structural seismic damper", *ASCE Journal of Structural Engineering*, Vol. 118, No. 5, pp. 1158-1171.
- ASCE (2010). "Minimum Design Loads for Buildings and Other Structures", *ASCE Standard ASCE/SEI 7-10*, American Society of Civil Engineers, Reston, Virginia.
- Benedetti, A., Landi, L. and Merenda, D.G. (2014). "Displacement-based design of an energy dissipating system for seismic upgrading of existing masonry structures", *Journal of Earthquake Engineering*, Vol. 18, No. 4, pp. 477-501.
- Chen, Z.Y., Ge, H., Kasai, A. and Usami, T. (2007). "Simplified seismic design approach for steel portal frame piers with hysteretic dampers", *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, Vol. 36, No. 4, pp. 541-562.
- De Buen, O. (1980). *Estructuras de Acero. Comportamiento y Diseño*, primera edición, Limusa, México, D.F.
- Del Valle, E. (1988). "Amortiguamiento adicional para reducir efectos sísmicos", *Revista de Ingeniería Sísmica*, No. 32, pp. 49-76.
- Foti, D., Bozzo, L.M. and López-Almansa, F. (1998). "Numerical efficiency assessment of energy dissipators for seismic protection of buildings", *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, Vol. 27, pp. 543-556.
- Hernández, H. (2015). "Propuesta de diseño sísmico para marcos de acero con disipadores de energía histeréticos", Tesis de Maestría, Posgrado en Ingeniería Estructural, División de Ciencias Básicas e Ingeniería, Universidad Autónoma Metropolitana Azcapotzalco, México.
- MOC-2015 (2015). *Manual de Diseño de Obras Civiles. Diseño por Sismo*, Comisión Federal de Electricidad, México.
- Nangullasmú, H.J. (2011). "Propuesta de Criterios de Diseño Sísmico Conforme a Reglamento para Marcos No Dúctiles de Concreto Reforzado con Disipadores Histeréticos", Tesis de Maestría, Posgrado en Ingeniería Estructural, División de Ciencias Básicas e Ingeniería, Universidad Autónoma Metropolitana Azcapotzalco, México.
- NTCEM-04 (2004). "Normas Técnicas Complementarias para Diseño de Estructuras Metálicas", *Gaceta Oficial del Distrito Federal*, Tomo II, No. 103-BIS, octubre.
- NTCS-04 (2004). "Normas Técnicas Complementarias para Diseño por Sismo", *Gaceta Oficial del Distrito Federal*, Tomo II, No. 103-BIS, octubre.
- Prakash, V., Powell, G.H. and Fillipou, F.C. (1992). "DRAIN-2DX: Base Program User Guide", *Report No. UBC/SEMM-92/29*, Department of Civil Engineering, University of California at Berkeley.

- Ramírez, O. M., Constantinou, M.C., Kircher, C.A. Whittaker, A.S. Johnson, M.W. Gómez, J.D. and Chryzostomou, C.Z. (2001). "Development and Evaluation of Simplified Procedures for Analysis and Design of Buildings with Passive Energy Dissipation Systems", *Technical Report MCEER-00-0010*, Multidisciplinary Center for Earthquake Engineering Research, State University of New York at Buffalo.
- Rosenblueth, E., Ordaz, M., Sánchez-Sesma, F.J. and Singh, S.K. (1989). "The Mexico earthquake of September 19, 1985 - Design spectra for Mexico's Federal District", *Earthquake Spectra*, Vol. 5, No. 1, pp. 273-291.
- Scholl, R. E. (1993). "Fundamental design issues for supplemental damping applications", *Earthquake Spectra*, Vol. 9, No. 3, pp. 627-636.
- Symans, M.D., Charney, F.A., Whittaker, A.S., Constantinou, M.C., Kircher, C.A., Johnson, M.W. and McNamara, R.J. (2008). "Energy dissipation systems for seismic applications: current practice and recent developments", *Journal of Structural Engineering*, Vol. 134, No. 1, pp. 3-21.
- Tapia, E. y Tena, A. (2011), "Factores de ductilidad y sobrerresistencia en marcos de acero con contraventeo chevrón", *Revista de Ingeniería Sísmica*, No. 84, pp. 47-68.
- Tena, A. (2000). "Modelado analítico de edificios con disipadores de energía", *Revista de Ingeniería Sísmica*, No. 62, pp. 29-62.
- Tena, A. (2010). "A 25 años del sismo de septiembre de 1985: Breves reflexiones sobre los espectros de diseño sísmico", *Memorias del XI Simposio Nacional de Ingeniería Sísmica, a 25 años del sismo de 1985: Aprendizaje, Conciencia y Prevención*, México, DF, CD ROM, pp. 1-9.
- Tena, A. y Nangullasmú, H. J. (2013). "Diseño sísmico de marcos no dúctiles de concreto reforzado con disipadores de energía histeréticos. Definición de parámetros de diseño", *Revista Internacional de Desastres Naturales, Accidentes e Infraestructura Civil*, Vol. 13, No. 2, pp. 275-299.
- Tena-Colunga, A. (1997). "Mathematical modelling of the ADAS energy dissipation device", *Engineering Structures*, Vol. 19, No. 10, pp. 811-821.
- Tena-Colunga, A. (2007). "State of the Art and State of the Practice for energy dissipation and seismic isolation of structures in Mexico", *Proceedings of the 10th World Conference on Seismic Isolation, Energy Dissipation and Active Vibration Control of Structures*, Istanbul, Turkey, CD-ROM.
- Tena-Colunga, A. and Nangullasmú-Hernández, H.J. (2015). "Assessment of seismic design parameters of moment resisting RC braced frames with metallic fuses", *Engineering Structures*, Vol. 95, pp. 138-153.
- Tsai, K-C., Chen, H-W., Hong, C-P. and Su, Y-F. (1993). "Design of steel triangular plate energy absorbers for seismic-resistant construction", *Earthquake Spectra*, Vol. 9, No. 3, pp. 505-528.
- Vargas, R. and Bruneau, M. (2009). "Analytical response and design of buildings with metallic structural fuses. I", *Journal of Structural Engineering*, Vol. 135, No. 4, pp. 386-393.
- Whittaker, A., Bertero, V., Thompson, C. and Alonso, J. (1989). "Earthquake simulator testing of steel plate added damping and stiffness elements", *Report UCB/EERC-89/02*, Earthquake Engineering Research Center, University of California at Berkeley.
- Wu, J. and Hanson, R.E. (1987). "Inelastic response of structures with high damping subjected to earthquakes", *Report UMCE 87-9*, Department of Civil Engineering, The University of Michigan, Ann Arbor, Michigan.